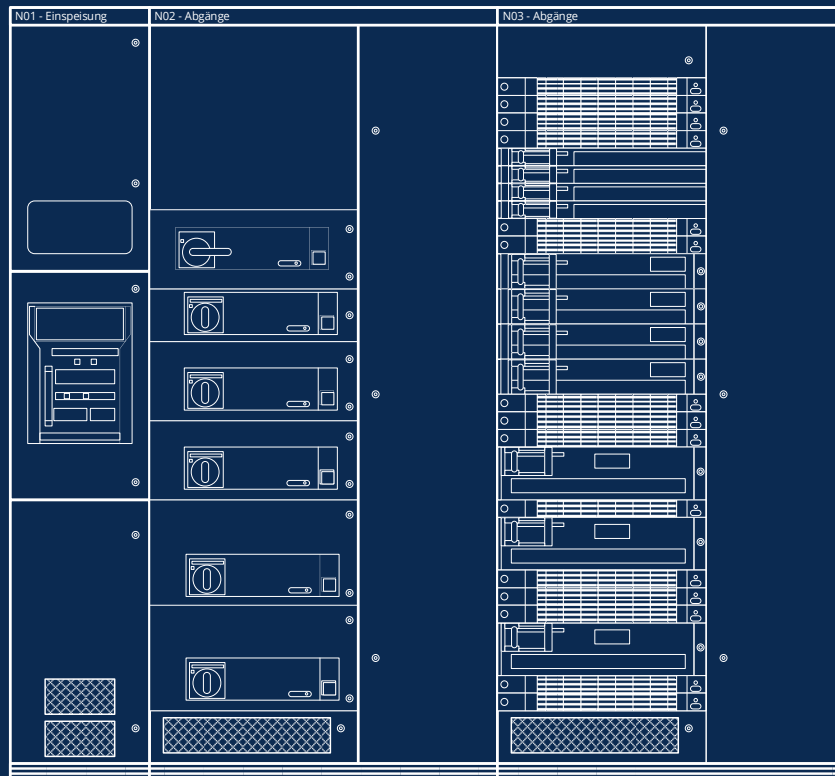




Robert Adam

Beitrag zur thermischen Dimensionierung von Niederspannungs- Schaltgerätekombinationen



Robert Adam

**Beitrag zur thermischen Dimensionierung von
Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen**

Die vorliegende Arbeit wurde am 4. Juni 2018 an der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Dresden vorgelegt und am 2. Oktober 2018 verteidigt.

Promotionskommission:

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Wilfried Hofmann
Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann
Prof. Dr.-Ing. habil. Rainer Haller
Mitglieder: Prof. Dr.-Ing. habil. Jens Lienig

Bibliografische Informationen der Deutschen Nationalbibliothek:

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie, detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.de> abrufbar.

ISBN: 978-3-00-063744-5

Digitale Fassung

Die digitale Fassung dieser Arbeit ist über den Publikationsserver Qucosa <http://qucosa.de> frei zugänglich.

Selbstverlag: Robert Adam · Wiener Straße 55 · 01219 Dresden
Sämtliche Rechte vorbehalten

Veröffentlicht: Dresden · September 2019

Bilder Einband: Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination
(Frontansicht)

Technische Universität Dresden

Beitrag zur thermischen Dimensionierung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen

Robert Adam

von der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der
Technischen Universität Dresden

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Wilfried Hofmann
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann
	Prof. Dr.-Ing. habil. Rainer Haller

Tag der Einreichung:	04.06.2018
----------------------	------------

Tag der Verteidigung:	02.10.2018
-----------------------	------------

Vorwort

Die hier vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Arbeit als Mitarbeiter der Professur für Hochspannungs- und Hochstromtechnik an der Technischen Universität Dresden. Sie ist das Resultat der Bemühungen vieler Menschen, die mich auf diesem Weg vielfältig unterstützten.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann möchte ich danken, dass er mir die Möglichkeit gab, den Weg einer wissenschaftlichen Tätigkeit an der Professur für Hochspannungs- und Hochstromtechnik aufzunehmen. Ich danke ihm, dass er mir das Zutrauen und das Vertrauen entgegenbrachte, eine Promotion erfolgreich durchführen zu können, dass er mir die Freiheit ließ, diese Herausforderung zu bewältigen und dass er abschließend das Gutachten zu meiner Arbeit übernahm.

Herrn PD Dr.-Ing. habil. Helmut Löbl möchte ich danken, dass er bei mir das Interesse am Themengebiet der Erwärmung weckte. Ich danke ihm, dass er, nicht müde werdend, den Fortschritt meiner Dissertation, mal mit dem nötigen Verständnis, mal mit dem nötigen Nachdruck, vorantrieb. Mit seiner Erfahrung und seinem Wissen trug er maßgeblich zum guten Abschluss dieser Arbeit bei. Ich danke ihm, dass er mir, mit seiner Weise die Dinge kritisch zu hinterfragen, seinem Drängen, Aussagen präzise zu formulieren und Sachverhalte verständlich zu erörtern, die Methodik des wissenschaftlichen Arbeitens vermittelte.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Rainer Haller möchte ich danken, dass er das Thema dieser Arbeit mit solch großem Interesse aufnahm und dass er mit solch hoher Motivation die Dissertation begutachtete. Ich danke ihm für die wertvollen Hinweise und fundierten Anmerkungen, die mich zur Fertigstellung dieser Arbeit führten.

Allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern der Professur möchte ich für eine äußerst angenehme Arbeitsatmosphäre danken, die von einem freundlichen und kollegialen Miteinander und einer selbstlosen Hilfsbereitschaft geprägt war und ist. Ich danke euch für eure Bereitschaft fachliche und nicht fachliche Themen, mal ernsthaft mal humorvoll, immer auf höchstem Niveau, zu diskutieren. Ina Berg, Falk Blumenroth, Thomas Jordan, Irina Ovsyanko, Ronny Schneider, Thomas Thronicker danke ich für die freundliche Integration als Jungassistent die Reihen der wissenschaftlichen Mitarbeiter an der Professur. Meinen langjährigen Kollegen an der Professur Karsten Backhaus, Nils Lücke, Hans-Peter Pampel und Stephan Schlegel möchte ich danken, dass sie mir stets eine Quelle der Motivation und Ansporn waren.

Allen Mitarbeiter des Laborteams möchte ich danken, dass sie es vollbrachten aus prinzipiellen Ideen, durch zeitaufwendige, nervenaufreibende Gespräche, realisierbare Versuchsanordnungen zu entwickeln, die es mir ermöglichten, erfolgreiche Messungen durchzuführen. Ulrike Hendrich möchte ich danken, dass sie für mich immer wieder als Gedächtnis für die Abläufe der Bürokratie wirkte und in allen Lebenslagen ein offenes Ohr und einen guten Rat für mich übrig hatte.

Meinen Mitstreitern zum Forschungsgebiet der Erwärmung Benjamin Kaufmann, Melanie Gründel, Julian Heger und Markus Schladitz danke ich für die vielen Erörterungen und Diskussionen zu den physikalischen Theorien der Wärmelehre und deren Umsetzung in Rechenmodellen.

Meinen Eltern Birgit und Frank möchte ich danken, dass sie darauf bestanden und es mir ermöglichten den Weg zum Abitur und zum Studium zu begehen.

Meiner Frau Kristin meinen Kindern Richard und Karl möchte ich danken, dass sie mit Nachsicht und Geduld die eine oder andere Minute auf mich verzichteten und mich mental stützten.

Kurzfassung

In der Niederspannungstechnik werden die Anlagen zum Übertragen und Verteilen von Elektroenergie als Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen bezeichnet. Die Anlagen sollen ihre Aufgaben möglichst wartungsfrei über einen Zeitraum von mehreren Jahrzehnten erfüllen. Damit ein langzeitstabiler Betrieb der Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen möglich ist, müssen die Anlagen mindestens normgerecht thermisch dimensioniert sein.

Um die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen zuverlässig und effizient zu berechnen, wird in dieser Arbeit die Wärmenetzmethode genutzt. In der Wärmenetzmethode werden die Vorgänge der Erwärmung mit Hilfe von Wärmestromquellen, Temperaturquellen, Wärmewiderständen und Wärmekapazitäten nachgebildet. Einen wesentlichen Einfluss auf die Erwärmung einer Schaltgerätekombination haben die in den Wärmequellen der Anlage erzeugten Verlustleistungen. Die dominanten Wärmequellen (Hauptwärmequellen) innerhalb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden in dieser Arbeit untersucht und die Ergebnisse in die Wärmenetzmethode integriert.

Mit den Ergebnissen werden mit Hilfe der Wärmenetzmethode die Erwärmungen verschiedener Betriebsmittel einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination berechnet und anhand von Experimenten verifiziert. Die Wärmenetze der einzelnen Betriebsmittel werden zum Gesamt-Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zusammengeschaltet. Die mit diesem Wärmenetz berechneten Temperaturen werden dann durch Experimente an der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination verifiziert.

Eine der Hauptwärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind die ohmschen Leitungsverluste in den Strombahnen der Hauptsammel- und Feldverteilerschienen. Bei Drehstrombelastung werden die hier in den einzelnen Teilleitern erzeugten Verlustleistungen durch die Stromverdrängung aufgrund des Skin- und den überlagerten Proximity-Effekts maßgeblich beeinflusst. Gegenüber einer Gleichstrombelastung unterscheiden sich die Verlustleistungen jedes einzelnen Teilleiters um den Leistungsfaktor $k_{3\sim}$. Für Drehstromschienensysteme mit mehreren Teilleitern existieren bisher nur unzureichende Angaben zum Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ durch den Skin- und den Proximity-Effekt. In dieser Arbeit wurden FEM-Modelle aufgebaut, die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für unterschiedliche Schienenanordnungen berechnet und anhand experimenteller Untersuchungen verifiziert.

Weitere Hauptwärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind die in den Anlagen eingebauten Betriebsmittel zum Schalten, Trennen und Schützen (z. B. Leistungsschalter, Trennschalter, Trenneinrichtungen, Sicherungen). Neben den Schaltkontakten selbst gehören die thermischen Schutzauslöser und Sicherungen zu den Hauptwärmequellen in den Strombahnen der Schaltgeräte. Um die Erwärmung der Geräte genau zu berechnen, müssen der Aufbau der Strombahnen und die Verteilung der Widerstände

bekannt sein. Diese Widerstände können im Allgemeinen nur gemessen werden. Dabei hat sich zum einen gezeigt, dass die gemessenen Widerstände der Schaltkontakte von Kompaktleistungsschaltern auch im selben Gerät stark variieren können. Zum anderen sind die Widerstände der Schaltkontakte so dominant, dass in ihnen bis zu 47 % der gesamten Verlustleistungen eines Kompaktleistungsschalters entstehen können.

Bedingt durch die zunehmende kompakte Bauweise der Anlagen erzeugen die Drehstromfelder der Sammelschienen hohe magnetische Feldstärken in umgebenden Metallteilen. In den Gehäusen, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen können daher hohe Verlustleistungen entstehen, die maßgeblich die Erwärmung der Anlagen beeinflussen. Rechnerische und experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass bei typischen Anordnungen von Schienen und Umhüllungen Verlustleistungen entstehen, die bis zu 32,7 % der gesamten in der Versuchsanordnung gemessenen Verlustleistungen betragen.

Sind die Ergebnisse der untersuchten Wärmequellen in die Wärmenetze der verschiedenen Betriebsmittel von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen integriert, ermöglichen die aufgebauten Wärmenetze die Berechnung von Temperaturen mit geringen Abweichungen (+4,4 K, -3,5 K) verglichen mit gemessenen Temperaturen. Mit den verifizierten und modularisierten Wärmenetzen der Betriebsmittel ist eine Möglichkeit geschaffen, Wärmenetze von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen effizient und wirtschaftlich aufzubauen.

Abstract

In low-voltage engineering the systems for transmission and distribution of electric energy are named as low-voltage switchgear and controlgear assemblies. The systems have to perform their functions maintenance free as much as possible for a period of some decades. To achieve a long-time stable operation, the systems have to be designed thermally at least according to standards.

In this thesis the thermal network method is used to calculate the heating of low-voltage switchgear and controlgear assemblies reliably and efficiently. The thermal network method simulates the processes of heating by heat sources, temperature sources thermal resistors and thermal capacities. The thermal power losses which are produced in the heat sources of the systems have significant influence on the heating of switchgear and controlgear assemblies. The dominant heat sources (main heat sources) within low-voltage switchgear and controlgear assemblies are researched at this thesis and the results are integrated to the thermal network method.

The results are used to calculate the heating of various electrical components of a low-voltage switchgear and controlgear assembly using the thermal network method and verified by means of experiments. The thermal networks of the individual components are interconnected to form the overall thermal network of a low-voltage switchgear and controlgear assembly. The temperatures computed with this thermal network are then verified by experiments at the test setup of a low-voltage switchgear and controlgear assembly.

In low-voltage switchgear and controlgear assemblies one of the main heat sources are the ohmic losses in the current paths of the main busbars and the distribution busbars. If the busbars are loaded with a three-phase current, the generated power losses of every individual subconductors are significantly influenced by the current displacement due to the skin effect and the superposed proximity effect. The power losses of each individual subconductor differ by the power factor k_3 compared to a DC load. For three-phase busbar systems with several subconductors there is only insufficient information on the power factor k_3 which takes into account the current displacement by the skin effect and the proximity effect. In this thesis, FEM models were developed to calculate the power factor k_3 for different busbar systems. The results were verified by experimental investigations.

The installed electrical devices for switching, isolating and protection (e. g. circuit breakers, disconnectors, devices for disconnecting and fuses) are further main heat sources in low-voltage switchgear and controlgear assemblies. In addition to the main switching contacts themselves, thermal protection trips and the fuses are the main heat sources in the current paths of the switching devices. In order to calculate the heating of the electrical devices properly, the structure of the current paths and the distribution of the electrical resistances have to be known.

In general these resistances can only be determined by measuring. On one hand, it was found that the measured resistances vary widely even inside the same device. On the other hand, the resistances of the switching contacts are dominating, that up to 47 % of the entire power losses of a molded case circuit breaker can be generated there.

Conditioned by the more and more compact design of the switchgears, the three-phase fields of the main busbars cause high magnetic fields at the surrounding metallic components. High power losses can therefore occur in housings, panels, walls, casings and enclosures in low-voltage switchgear and controlgear assemblies, which have a significant influence on the heating of the systems. Computational and experimental investigations have shown that typical arrangements of busbars and enclosures result in power losses of up to 32.7% of the total power losses measured in the test setup.

If the results of the investigated heat sources are integrated into the networks of the various equipment of low-voltage switchgear and controlgear assemblies, the thermal networks set up enable the calculation of temperatures with small deviations (+4.4 K, -3.5 K) compared with measured temperatures. The verified and modularised thermal networks of the equipment provide an efficient and economical way of setting up heating networks of low-voltage switchgear and controlgear assemblies.

Inhaltsverzeichnis

	Vorwort	II
	Kurzfassung	IV
	Abstract	VI
	Inhaltsverzeichnis	VIII
	Formelzeichen, Abkürzungen und Zeichen	XI
1	Einleitung	1
2	Problemstellung	2
2.1	Stand der Technik / Ausgangssituation.....	2
2.2	Normen zur Erwärmung.....	3
2.3	Aufgabenstellung	5
2.4	Aufbau der Versuchsanlage	7
3	Grundlagen der Erwärmungsberechnung	11
3.1	Erzeugte Wärmeleistungen	11
3.1.1	Ohmsche Leitungsverluste / Stromwärmeverluste in den Strombahnen	12
3.1.2	Ohmsche Verluste / Stromwärmeverluste in Metallteilen	13
3.1.3	Wirbelstromverluste in Metallteilen	13
3.1.4	Hystereseverluste in Metallteilen.....	15
3.2	Wärmeübertragung.....	17
3.2.1	Wärmeleitung	18
3.2.2	Wärmestrahlung.....	22
3.2.3	Konvektiver Wärmeübergang.....	28
3.2.4	Wärmespeicherung	35
3.2.5	Wärmetransport durch Massestrom	36
3.3	Erwärmungsberechnung mit Wärmenetzen	38
3.3.1	Methode der Wärmenetze	38
3.3.2	Netzwerkelemente	39

4	Grundlagen zur Stromverdrängung	42
4.1	Stromdichteverteilung im Vollzylinder	42
4.2	Stromverdrängung und der Leistungsfaktor k	47
5	Untersuchungen zu den Wärmequellen	53
5.1	Stromwärmeverluste in den elektrischen Leiter von Sammel- und Feldverteilerschienen	56
5.1.1	Berechnen der Stromverdrängung und des Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ in einem Leitersystem bei Drehstrombelastung.....	56
5.1.2	Experimentelle Untersuchungen zur Stromverdrängung.....	79
5.2	Stromwärmeverluste in Schaltgeräten und zugehörigen Betriebsmitteln	89
5.2.1	Stromwärmeverluste im Leistungsschalter des Einspeisefeldes	91
5.2.2	Stromwärmeverluste in den Kompaktleistungsschaltern	95
5.2.3	Stromwärmeverluste in den Lasttrennschaltern mit Sicherungen.....	100
5.3	Wirbelstrom- und Hystereseverluste in Metallteilen	104
5.3.1	Berechnung der Wärmeleistungen von Wirbelströmen- und Hystereseverluste	104
5.3.2	Experimentelle Untersuchungen von Wirbelstrom- und Hystereseverlusten	121
6	Wärmenetze für die Betriebsmittel einer Niederspannungs- Schaltgerätekombination	125
6.1	Stromschienen.....	125
6.2	Leistungsschalter.....	127
6.2.1	Aufbau des Wärmenetzes am Beispiel des Leistungsschalters ($I_r = 2000 \text{ A}$) des Einspeisefeldes	127
6.2.2	Experimentelle Untersuchung zur Erwärmung des Leistungsschalters ($I_r = 2000 \text{ A}$) des Einspeisefeldes	130
6.2.3	Aufbau von Wärmenetzen für Kompaktleistungsschalter	133
6.2.4	Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung von Kompaktleistungsschaltern.....	136
6.3	Lasttrennschalter mit Sicherungen.....	139
6.3.1	Aufbau von Wärmenetzen für Lasttrennschalter mit Sicherungen.....	139
6.3.2	Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung von Lasttrennschaltern mit Sicherungen	142

7	Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination	146
7.1	Aufbau des Wärmenetzes einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination.....	146
7.2	Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination.....	149
8	Zusammenfassung und Ausblick	153
9	Literaturverzeichnis	156
10	Anhang	161

Formelzeichen, Abkürzungen und Zeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
a	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit
a	mm	Höhe der Teilleiter in Sammelschienen
a	mm	Abstand der Leiter einer Drehstromleitung
A	mm^2	Fläche, Querschnittsfläche eines Leiters allgemein
A_1, A_2	m^2	Flächen beim Austausch von Wärme durch Strahlung
A_B	mm^2	Fläche zur magnetischen Flussdichte
A_H	mm^2	Fläche einer Hystereseschleife
A_J	mm^2	Fläche zur Stromdichte
A_{K_0}	mm^2	Fläche, Querschnittsfläche einer stromtragfähigen Kontaktes
A_O	m^2	obere Teilfläche einer Hystereseschleife
A_r	-	Archimedes-Zahl für den Wärmeübergang durch Konvektion
A_U	m^2	obere Teilfläche einer Hystereseschleife
A_V	mm^2	Fläche, Querschnittsfläche einer stromtragfähigen Verbindung
b	mm	Breite der Teilleiter in Sammelschienen
B	$\text{T} ; \text{V s m}^{-2}$	magnetische Flussdichte bzw. Induktion (Effektivwert oder Gleichgröße)
B_m	$\text{T} ; \text{V s m}^{-2}$	mittlere magnetische Flussdichte bzw. Induktion
B_{\max}	V s m^{-2}	Maximum der magnetischen Flussdichte bzw. Induktion
c	$\text{W s kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmekapazität allgemein
c	mm	Abstand der Teilleiter in Sammelschienen
c_0	m s^{-1}	Lichtgeschwindigkeit
c_1	-	Faktor der Ähnlichkeitsfunktionen bei freier Konvektion
c_p	$\text{W s kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
c_{th}	$\text{W s kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität allgemein
C_1	W m^2	Erste Strahlungskonstante
C_2	m K	Zweite Strahlungskonstante
$C_S = 5,671 \dots$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-4}$	Strahlungskoeffizient des „Schwarzen Körpers“
C_{th}	W s K^{-1}	Wärmekapazität
d	mm	Abstand der Teilleiter in Sammelschienen
d	mm	Dicke eines Bleches
d	mm	Dicke allgemein

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
e	mm	Abstand der Leiter in Sammelschienen
e	mm	Abstand zwischen einer Drehstromleitung und einem Blech
E	V m ⁻¹	elektrische Feldstärke (Effektivwert oder Gleichgröße)
f	s ⁻¹	Frequenz
f	mm	Abstand der Teilleiter in Sammelschienen
f_{12}	-	Sichtfaktor zweier Flächen beim Austausch von Wärme durch Strahlung
F	-	Funktion
g	m s ⁻²	Fallbeschleunigung
g	mm	Abstand der Teilleiter eines Leiters
Gr		Grashof-Zahl für den Wärmeübergang durch Konvektion
$h = 6,626 \dots \cdot 10^{-34}$	J s	Planck'sches Wirkungsquantum
h	W s kg ⁻¹	spezifische Enthalpie
h	m	Höhe allgemein
h	mm	Höhe eines Bleches
H	A m ⁻¹	magnetische Feldstärke (Effektivwert oder Gleichgröße)
H'	A m ⁻¹ A ⁻¹	magnetische Feldstärke auf 1 A Strombelastung bezogen
H_C	A m ⁻¹	Koerzitivfeldstärke
H_{Li}	A m ⁻¹	magnetische Feldstärke des Leiters i
H_{\max}	A m ⁻²	Maximum der magnetischen Feldstärke
H_x	A m ⁻¹	magnetische Feldstärke in x-Richtung
H_y	A m ⁻¹	magnetische Feldstärke in y-Richtung
i		Zählindex
i	A	zeitabhängiger Strom
I	A	Strom (Effektivwert oder Gleichgröße)
I_r	A	Bemessungsstrom
j		imaginäre Zahl
J_0	-	Besselfunktionen erster Gattung der Ordnung Null
J_1	-	Besselfunktionen erster Gattung erster Ordnung
J	A m ⁻²	Stromdichte
J_{\sim}	A m ⁻²	Stromdichte bei Wechselstrombelastung
$J_{=}$	A m ⁻²	Stromdichte bei Gleichstrombelastung
$J_{3\sim}$	A m ⁻²	Stromdichte bei Drehstrombelastung

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$k = 1,38 \dots \cdot 10^{-23}$	J K^{-1}	Boltzmann Konstante
k	-	Stromverdrängungsfaktor, Leistungsfaktor allgemein
k	-	Formfaktor der Hystereseschleife
$k_{3\sim}$	-	Stromverdrängungsfaktor, Leistungsfaktor bei Drehstrombelastung
k_S	$10^7 \text{ K}^{-1} \text{ m}^{-3}$	Stoffwertkoeffizient
l	m	Länge allgemein
l	mm	Länge eines Bleches
l_W	mm	charakteristische Länge (charakteristische Ausdehnung) für den Wärmeübergang durch Konvektion
L	H, V s A^{-1}	Induktivität
M	kg	Masse
\dot{M}	kg s^{-1}	Massestrom
M_{1s}	W m^{-2}	spezifische Ausstrahlung
M_p	-	Messpunkt
M_S	W m^{-2}	spezifische Ausstrahlung des ideal schwarzen Körpers
n	-	Anzahl
n_1	-	Exponent der Ähnlichkeitsfunktionen bei freier Konvektion
Nu	-	Nusselt-Zahl für den Wärmeübergang durch Konvektion
p	$\text{kg m}^{-1} \text{ s}^{-2}$	Druck
p_H	W kg^{-1}	spezifische Wärmeleistung durch Hysterese
P	W	Wärmeleistung, Wärmefluss allgemein
P'	W m^{-1}	auf eine Länge bezogene Leistung
P_{\sim}	W	ohmschen Leiterverlusten bei Wechselstrombelastung
$P_{=}$	W	ohmschen Leiterverlusten bei Gleichstrombelastung
$P_{3\sim}$	W	ohmschen Leiterverlusten bei Drehstrombelastung
P_{Δ}	W	ohmsche Leitungsverluste im Sternpunkt einer Drehstromschienenanordnung
P_H	W	Wärmeleistung durch Hysterese
P'_H	W	Wärmeleistung durch Hysterese auf eine Länge bezogen
P_{K_0}	W	Wärmeleistung, Wärmefluss der durch Konvektion übertragen wird
P_L	W	ohmsche Leitungsverluste, Stromwärmeverluste in Strombahnen
P_{LS}	W	ohmsche Leitungsverluste, Stromwärmeverluste in Strombahnen von Schaltgeräten

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
P_{Me}	W	Stromwärmeverluste in Metallteilen durch Induktion in geschlossene Schleifen
Pr	-	Prandtl-Zahl für den Wärmeübergang durch Konvektion
P_{V}	W	ohmsche Leitungsverluste, Stromwärmeverluste in stromtragfähigen Verbindungen
P_{W}	W	Wärmeleistung durch Wirbelströme
P'_{W}	W m ⁻¹	Wärmeleistung durch Wirbelströme auf eine Länge bezogen
\dot{q}	W m ⁻²	Wärmeflussdichte
Q	W s, J	Wärmemenge, Wärme
\dot{Q}	W	Wärmeleistung, Wärmefluss
r	mm	Radius
r_0	mm	Radius eines zylindrischen Leiters
$r_{\text{Me } 20}$	$\Omega \text{ m mm}^{-2}$	spezifischer elektrischer Widerstand von Metallteilen bei 20 °C
R	Ω	ohmscher Widerstand
R_{\sim}	Ω	ohmscher Widerstand bei Wechselstrombelastung
$R_{=}$	Ω	ohmscher Widerstand bei Gleichstrombelastung
$R_{\text{äq}}$	K W ⁻¹	Wärmewiderstand der äquivalenten Wärmeleitung im Spalt
Re	-	Reynolds-Zahl für den Wärmeübergang durch Konvektion
R_{F}	Ω	ohmscher Widerstand einer Fremdschicht
R_{K}	Ω	ohmscher Widerstand eines stromtragfähigen Kontaktes
R_{Ko}	K W ⁻¹	Wärmewiderstand des Wärmeübergangs durch Strahlung
R_{L}	K W ⁻¹	Wärmewiderstand der Wärmeleitung
R_{M}	Ω	ohmscher Widerstand eines Materials
R_{P}	Ω	ohmscher Widerstand des Schaltkontaktes eines Schalterpoles
R_{S}	K W ⁻¹	Wärmewiderstand des Wärmeübergangs durch Konvektion
R_{S}	Ω	ohmscher Widerstand der Schaltkontakte eines Schaltgerätes
R_{th}	K W ⁻¹	Wärmewiderstand, thermischer Widerstand allgemein
$R_{\text{th ü}}$	K W ⁻¹	Wärmewiderstand des Wärmeübergangs allgemeine
R_{V}	Ω	ohmscher Widerstand einer stromtragfähigen Verbindung
$R_{\dot{\text{V}}}$	K W ⁻¹	Wärmewiderstand des Wärmetransports durch den Volumenstrom
$R_{\text{V } 20}$	Ω	ohmscher Widerstand einer stromtragfähigen Verbindung bei 20 °C
s	mm	Spaltweite

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
t	s	Zeit
T	s	Periode einer harmonischen Schwingung
T	K	absolute Temperatur
u	m s^{-2}	Strömungsgeschwindigkeit
u_0	m s^{-1}	Strömungsgeschwindigkeit im unbeeinflussten Fluid der Umgebung
U	V	Spannung (Effektivwert oder Gleichgröße)
V	m^3	Volumen
\dot{V}	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$	Volumenstrom
W_m	W s	magnetische Energie
x	m	Raumkoordinate
x	mm	Abstand der Leitermitten in Sammelschienen
y	m	Raumkoordinate
z	m	Raumkoordinate
Z	Ω	Impedanz

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
α_{K_0}	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient der Konvektion (allgemein)
$\alpha_{K_0, \text{erzw.}}$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient der Konvektion (erzwungen)
$\alpha_{K_0, \text{frei}}$	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient der Konvektion (frei)
α_S	$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$	Wärmeübergangskoeffizient der Strahlung
α_{T20}	K^{-1}	Temperaturbeiwert des elektrischen Widerstandes bezogen auf 20 °C
$\alpha_{\text{Me } T20}$	K^{-1}	Temperaturbeiwert des elektrischen Widerstandes von Metallteilen bezogen auf 20 °C
$\alpha_{V T20}$	K^{-1}	Temperaturbeiwert des elektrischen Widerstandes einer stromtragfähigen Verbindung bezogen auf 20 °C
β	K^{-1}	Volumenausdehnungskoeffizient
δ	mm	Eindringtiefe des Skin-Effekts
δ_9	mm	Dicke der Temperaturgrenzschicht
δ_u	mm	Dicke der Strömungsgrenzschicht
Δp	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Druckdifferenz
$\Delta \vartheta$	K	Temperaturdifferenz
$\Delta \vartheta_{12}$	K	Temperaturdifferenz zwischen Körper 1 und Körper 2

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
ε	-	Emissionsgrad
ε	$\text{A s V}^{-1} \text{ m}^{-1}$	Permittivität
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$	-	Emissionsgrad einer Flächen (1 und 2) beim Austausch von Wärme durch Strahlung
ε_{12}	-	resultierender Emissionsgrad zweier Flächen beim Austausch von Wärme durch Strahlung
ϕ	V s	magnetischer Fluss
η	$\text{kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$	dynamische Viskosität
ϑ	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
ϑ_0	$^{\circ}\text{C}$	Umgebungstemperatur
ϑ_{W}	$^{\circ}\text{C}$	Wandtemperatur
κ	$\frac{\text{S m}^{-1}}{\text{m W}^{-1} \text{ mm}^{-2}}$	elektrische Leitfähigkeit
κ_{20}	$\frac{\text{S m}^{-1}}{\text{m W}^{-1} \text{ mm}^{-2}}$	elektrische Leitfähigkeit bezogen auf 20 °C
λ	$\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
λ'	m	Wellenlänge
$\lambda_{\text{äq}}$	$\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit der äquivalenten Wärmeleitung im Spalt
μ	$\text{V s A}^{-1} \text{ m}^{-1}$	magnetische Permeabilität
$\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$	$\text{V s A}^{-1} \text{ m}^{-1}$	magnetische Feldkonstante
μ_r	-	relative Permeabilität, Permeabilitätszahl
ν	-	Materialkonstante aus der Hystereseschleife
n	-	Anzahl
ν	$\text{m}^2 \text{ s}^{-1}$	kinematische Viskosität
π	-	Kreiszahl
ρ	kg m^{-3}	Dichte
ρ_{20}	$\Omega \text{ m mm}^{-2}$	spezifischer elektrischer Widerstand bei 20 °C
σ	-	Standardabweichung
$\sigma_{\text{S}} = 5,671 \dots \cdot 10^{-8}$	$\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$	Stefan Boltzmann Konstante
ω	s^{-1}	Kreisfrequenz

Abkürzungen	Einheit	Beschreibung
β	m^{-1}	$\sqrt{\pi f \kappa \mu}$
k^2	m^{-2}	$-j \omega \kappa \mu$
Li	-	Leiter Nummer i
Li/i	-	Leiter Nummer i Teilleiter Nummer i
x	-	$\frac{r_0}{2} \sqrt{\pi f \kappa \mu}$
x	-	$d \beta = d \sqrt{\pi f \kappa \mu}$

Zeichen	Beschreibung
g	zeitabhängige Größe
G	Effektivwert oder Gleichwert einer Größe
\hat{G}	Scheitelwerte einer Größe
\underline{G}	komplexe Darstellung einer Größe
$ G $	Betrag einer Größe
\vec{G}	Vektor einer Größe
\bar{G}	Mittelwert einer Größe
$\text{Re}(\underline{G})$	Realteil einer komplexen Größe
$\text{Im}(\underline{G})$	Imaginärteil einer komplexen Größe

1 Einleitung

In der Niederspannungstechnik werden die Anlagen zum Übertragen und Verteilen von Elektroenergie als Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen bezeichnet. Sie sind der Zusammenschluss von mehreren Schaltgeräten und den dazu gehörigen Betriebsmitteln zum Steuern, Messen, Melden, Schützen und Regeln. Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind keine Serienprodukte, sondern sie werden entsprechend der jeweiligen Anwendung einzeln gefertigt. Sie unterscheiden sich z. B. im Bemessungsstrom der Schaltanlage, der Anzahl der Schaltfelder, der Art der verwendeten Geräte (z. B. Lasttrennschalter mit Sicherungen oder Leistungsschalter), der Zahl der Abgänge mit den jeweiligen Bemessungsströmen. Somit ergibt sich eine große Vielfalt an technischen Ausführungen bei den Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen. Die Anlagen sollen ihre Aufgaben möglichst wartungsfrei über einen Zeitraum von mehreren Jahrzehnten erfüllen, so wenig wie nötig Platz beanspruchen, die einzelnen Geräte und Anlagenteile möglichst effizient ausnutzen und bei veränderten Anforderungen im Netz einfach und kostengünstig modifiziert werden können.

Damit ein langzeitstabiler Betrieb der Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen unter Beachtung dieser Forderungen möglich ist, müssen die Anlagen mindestens normgerecht thermisch dimensioniert sein. Einen wesentlichen Einfluss auf die Erwärmung einer Schaltgerätekombination haben die in den Wärmequellen der Anlage erzeugten Verlustleistungen. In dieser Arbeit werden die dominanten Wärmequellen innerhalb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen analysiert. Rechnerisch und experimentell werden vor allem die Verlustleistungen, die durch die Stromverdrängung, durch Wirbelströme und Hysterese und durch den elektrischen Widerstand von Schaltkontakten und Verbindungen verursacht werden, untersucht. Mit den Ergebnissen aus diesen Untersuchungen wird mit Hilfe der Wärmenetzmethode die Erwärmung verschiedener Betriebsmittel einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination berechnet und anhand von Experimenten verifiziert. Die Wärmenetze der einzelnen Betriebsmittel werden zum Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zusammengeschaltet. Die mit diesem Wärmenetz berechneten Temperaturen werden dann durch Experimente an der Schaltgerätekombination verifiziert.

2 Problemstellung

2.1 Stand der Technik / Ausgangssituation

In der Niederspannungstechnik werden die Starkstromanlagen zum Schalten und Verteilen von Elektroenergie, mit Ausnahme der Installationskleinverteiler, unter dem Begriff Niederspannungs-Schaltgerätekombination (NS- Schaltgerätekombination) zusammengefasst. Sie bestehen aus einem oder mehreren Schaltgeräten, den dazu gehörigen elektrischen Betriebsmitteln zum Übertragen, Steuern, Messen, Melden, Schützen und Regeln, sowie den mechanischen Verbindungen und Konstruktionsteilen (**Bild 2.1**) [1] [2].



Bild 2.1: Typischer Aufbau einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination (ESA Elektroschaltanlagen Grimma GmbH)

Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden zur Stromversorgung von Wohn- und Bürogebäuden, Krankenhäusern und Gewerbeeinrichtungen eingesetzt. Sie verteilen die Elektroenergie, schützen z. B. Motoren und Anlagen vor Überlast- und Kurzschlussströmen und dienen zur Blindleistungskompensation. Je nach Anwendung werden sie z. B. in offener Bauform, Tafel-, Schrank-, Pult- oder Kastenbauform ausgeführt. Sie bilden die Knotenpunkte des Verteilnetzes nach den Transformatorstationen. Durch dieses äußerst weit gefasste Aufgaben- und Anwendungsgebiet sind Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen in hoher Stückzahl im Verteilnetz installiert. Dennoch sind Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen keine Serienprodukte, sondern werden entsprechend der jeweiligen Anwendung einzeln gefertigt.

Auf dem Markt existieren viele kleine, mittelständische und große Unternehmen, die als Hersteller diese Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen entsprechend ihrem Einsatzzweck projektieren, bauen und installieren. Große Unternehmen fungieren dabei oft als Hersteller der Systeme von Schaltgerätekombinationen. Diese repräsentieren den gesamten Umfang der elektrischen und mechanischen Komponenten (Schalter, Schutzeinrichtungen, Sammelschienen, Umhüllungen) die nach den Bestimmungen der Systemhersteller zu den

unterschiedlichen Ausführungsformen von Niederspannungs-Schaltgerätekombination führen [1] [2]. Kleine und mittelständische Unternehmen bauen in der Regel Schaltanlagen auf der Basis von Lizenzvereinbarungen mit den Systemherstellern und sind damit streng an deren Konstruktionsregeln gebunden.

Um einen langzeitstabilen und sicheren Betrieb der Anlagen zu gewährleisten, sind für jeden Typ bzw. für jede Bauart von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen eine Reihe von Prüfungen und Nachweisen entsprechend der Norm zu erbringen [1] [2]. Es müssen z. B. die mechanischen und chemischen Festigkeiten der eingesetzten Werkstoffe, deren Kurzschlussfestigkeit und Isolationsvermögen, die elektromagnetische Verträglichkeit und die Erwärmung der Anlage überprüft werden. Verantwortlich für das Einhalten der in den Normen geforderten anerkannten Regeln der Technik ist der Hersteller der jeweiligen Schaltgerätekombination. Die Systemhersteller weisen die in den Normen geforderten Bedingungen durch Prüfungen, durch Berechnungen und durch allgemein anerkannte Konstruktionsregeln an verschiedenen Bauarten ihrer Anlagen nach. Diese Anlagen gelten dann als typgeprüfte Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen. Werden die Anlagen von anderen Herstellern nach Lizenz gefertigt, dürfen nur die von den Systemherstellern durch Prüfung nachgewiesenen Varianten als typgeprüfte Anlagen gefertigt werden. Werden vom Hersteller Veränderungen an den Anlagen vorgenommen, müssen alle Nachweise für die neue Kombination erneut erbracht werden. Damit ist für alle Hersteller von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen und Systemen ein hoher finanzieller und zeitlicher Aufwand für die Prüfungen und Nachweise notwendig.

2.2 Normen zur Erwärmung

In den Strombahnen und Umhüllungen von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen verursachen hohe Ströme hohe Verlust- bzw. Wärmeleistungen. Abhängig von der Umgebungstemperatur und der Intensität der Wärmeübertragung, von z. B. der Schaltgerätekombination zur Umgebung, kommt es zu sehr unterschiedlichen Erwärmungen der Geräte. Um unzulässig hohe thermische Beanspruchungen in den Geräten und Anlagen zu vermeiden, müssen diese Anlagen den Forderungen entsprechend thermisch dimensioniert sein. Eine ausreichende thermische Dimensionierung wird damit nachgewiesen, dass die in den Normen [1] [2] für eine maximale Umgebungstemperatur festgelegten Grenzübertemperaturen bei einer Prüfung der Erwärmung eingehalten werden (**Tabelle 2.1**). Für die eingebauten Betriebsmittel, definiert nach **Tabelle 2.2**, gelten dabei die in den jeweiligen Produktnormen, z. B. [3] bis [5], oder die in den Herstellerangaben festgelegten Grenzübertemperaturen. Kritisch zu betrachten sind dabei die stark unterschiedlichen Prüf- und Einbaubedingungen der Geräte in der Schaltgerätekombination. Die Erwärmung der Betriebsmittel wird üblicherweise allein frei im Raum nachgewiesen. Dabei werden Normprüfleiter mit definierten Querschnitten

und Längen verwendet. Beim Einbau in der Schaltgerätekombination kommen diese Normprüfleiter in der Regel nicht zum Einsatz. Das bedeutet, dass sich die Betriebsmittel anders als unter den Prüfbedingungen erwärmen. So dürfen sich z. B. von außen in die Schaltgerätekombination eingeführte isolierte Leiter, bei einer Umgebungstemperatur von $\vartheta_0 = 35\text{ °C}$, nicht mehr als $\Theta_{\text{grenz}} = 70\text{ K}$ erwärmen.

Tabelle 2.1: Grenzübertemperaturen und Prüfbedingung für die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen (DIN EN 61439-1: 2009)

Teile der Schaltgerätekombination	Grenzübertemperatur Θ_{grenz} (bezogen auf eine Umgebungstemperatur von $\vartheta_0 = 35\text{ °C}$)
Eingebaute Betriebsmittel ^{a)}	Übereinstimmend mit den Anforderungen der zutreffenden Produktnorm für die einzelnen Betriebsmittel oder entsprechend den Anweisungen ^{f)} des Herstellers des Betriebsmittels unter Berücksichtigung der Innentemperatur der Schaltgerätekombination
Anschlüsse für von außen eingeführte isolierte Leiter	70 K ^{b)}
Sammelschienen und Leiter	Begrenzt durch ^{f)} : <ul style="list-style-type: none"> – mechanische Festigkeit der Leiterwerkstoffe ^{g)} – möglichen Einfluss auf benachbarte Betriebsmittel – zulässige Grenztemperatur der Isolierstoffe, die der Leiter berührt – Rückwirkungen der Leitertemperatur auf die angeschlossenen Geräte – Art und Oberfläche des Kontaktmaterials bei Steckkontakten.
Bedienteile: <ul style="list-style-type: none"> – aus Metall – aus Isolierstoff 	15 K ^{c)} 25 K ^{c)}
Berührbare Außenflächen von Umhüllungen oder Verkleidungen <ul style="list-style-type: none"> – aus Metall – aus Isolierstoff 	30 K ^{d)} 40 K ^{d)}
Steckverbindungen	Bestimmt durch den Grenzwert für die zugehörigen Betriebsmittel, deren Bestandteil sie sind ^{e)}
Umgebungstemperatur während der Prüfung	$+10\text{ °C} \leq \vartheta_0 \leq +40\text{ °C}$
Anmerkungen a) bis g) in Tabelle 2.2	

Die Temperaturen an den Sammelschienen und Leitern in einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination werden hauptsächlich durch mit ihnen verbundene andere Anlagenteile, wie Isolierungen, elektrische Verbindungen oder angeschlossene Geräte bestimmt. Sollten alle übrigen Bedingungen (**Tabelle 2.2**) eingehalten werden, so ist für blanke

Leiter aus Kupfer eine Grenzüberatemperatur von $\Theta_{\text{grenz}} = 105 \text{ K}$ zulässig. Für die Grenzüberatemperaturen von Bedienteilen wird in Niederspannungs-Schaltgerätekombination zwischen Teilen aus Metall ($\Theta_{\text{grenz}} = 15 \text{ K}$) und Isolierstoff ($\Theta_{\text{grenz}} = 25 \text{ K}$) unterschieden. Sind die Außenflächen von Umhüllungen und Verkleidungen berührbar, so gilt für Teile aus Metall eine Grenzüberatemperatur von $\Theta_{\text{grenz}} = 30 \text{ K}$ und für Teile aus Isolierstoff von $\Theta_{\text{grenz}} = 40 \text{ K}$.

Tabelle 2.2: Anmerkungen zu den Grenzüberatemperaturen nach Tabelle 2.1 (DIN EN 61439-1: 2009)

<p>a) Der Begriff "eingebaute Betriebsmittel" bedeutet:</p> <ul style="list-style-type: none"> – konventionelle Schaltgeräte, – elektronische Baugruppen (z. B. Gleichrichtersatz, gedruckte Schaltung), – Teile von Betriebsmitteln (z. B. Regler, stabilisierte Stromversorgungseinheit, Operationsverstärker). <p>b) Die Grenzüberatemperatur 70 K basiert auf der konventionellen Prüfung. Eine Schaltgerätekombination, die unter praktischen Betriebsbedingungen verwendet oder geprüft wird, darf mit Leitungen verbunden sein, deren Art, Beschaffenheit und Anordnung von denen abweicht, die für die konventionelle Prüfung festgelegt sind. Daraus können sich abweichende Überatemperaturen der Anschlüsse ergeben, diese dürfen gefordert oder zugelassen werden. Wenn die Anschlüsse des eingebauten Betriebsmittels ebenfalls die Anschlüsse für von außen eingeführte isolierte Leiter sind, muss die niedrigere der zutreffenden Grenzüberatemperaturen angewendet werden.</p> <p>c) Für Bedienteile in einer Schaltgerätekombination, die erst nach Öffnen der Schaltgerätekombination zugänglich sind, z. B. Griffe zum Herausziehen, die selten benutzt werden, dürfen diese Werte der Grenzüberatemperaturen um 25 K überschritten werden.</p> <p>d) Soweit nichts anderes verlangt wird, dürfen Verkleidungen und Umhüllungen, die zugänglich sind, aber im üblichen Betrieb nicht berührt zu werden brauchen, eine 10 K höhere Grenzüberatemperatur erreichen. Äußere Oberflächen und Teile höher als 2 m über der Standfläche der Schaltgerätekombination werden als unzugänglich angesehen.</p> <p>e) Dies erlaubt eine gewisse Flexibilität, wenn für diese Betriebsmittel (z. B. elektronische Geräte) andere Grenzüberatemperaturen gelten als üblicherweise für Schaltgeräte.</p> <p>f) Für Erwärmungsprüfungen nach DIN EN 61439-1: 2009 müssen die Grenzüberatemperaturen durch den ursprünglichen Hersteller der Schaltgerätekombination angegeben werden, wobei alle zusätzlichen, vom Betriebsmittelhersteller vorgegebenen, Messpunkte und Grenzwerte berücksichtigt werden müssen.</p> <p>g) Unter der Voraussetzung, dass alle anderen gelisteten Kriterien erfüllt sind, darf eine maximale Grenzüberatemperatur von 105 K für blanke Kupfersammelschienen und -leiter nicht überschritten werden.</p> <p>ANMERKUNG: Der Wert von 105 K bezieht sich auf die Temperatur, oberhalb der eine Entfestigung von Kupfer wahrscheinlich ist. Andere Werkstoffe können eine andere Grenzüberatemperatur besitzen.</p>

2.3 Aufgabenstellung

In den geltenden Normen [1] und [2] kann der Nachweis der Einhaltung der Grenzüberatemperaturen durch Prüfung oder Berechnung erfolgen. Um den Nachweis zuverlässig und wirtschaftlich zu gestalten, kann nur eine gute Kombination aus Berechnungen und Messungen diese Anforderungen sicherstellen. Es ist daher die Aufgabe, die Berechnung so auszulegen, dass sie zum einen zuverlässige Ergebnisse liefert und zum anderen ein wirtschaftliches Verfahren darstellt. Dafür muss das Verfahren modular aufgebaut sein, um die

vielen Varianten, die es von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen gibt, einfach und handhabbar nachbilden zu können. Ein dafür geeignetes Verfahren ist mit der Wärmenetzmethode gegeben. In einem Wärmenetz werden die Wärmeübertragungsvorgänge mit Hilfe von Wärmestromquellen, Temperaturquellen, Wärmewiderständen und Wärmekapazitäten nachgebildet [6] bis [12]. Die Wärmenetzmethode wird bereits erfolgreich zur Berechnung der Erwärmung von Schaltanlagen und Schaltgeräten in der Mittel- und Hochspannungstechnik eingesetzt [13] bis [16]. Im Vergleich zur Hoch- und Mittelspannungstechnik ergeben sich jedoch, bedingt durch die sehr kompakte Bauweise in der Niederspannungstechnik, einige wesentliche Unterschiede. Um die Wärmenetzmethode erfolgreich in der Niederspannungstechnik anwenden zu können, sind folgende Probleme an einer Modell-Niederspannungs-Schaltgerätekombination näher zu untersuchen:

- Der Aufbau der Modell-Niederspannungs-Schaltgerätekombination ist zu analysieren, um die dominanten Wärmequellen (Hauptwärmequellen) innerhalb der Anlage zu ermitteln.
- Die dominanten Wärmequellen sind zu untersuchen. Dazu gehören das rechnerische und das experimentelle Bestimmen der in den Wärmequellen erzeugten Verlustleistungen.
- Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in die Wärmenetzmethode zu integrieren.
- Es sind die Wärmenetze für die verschiedenen Betriebsmittel der Modell-NS-Schaltgerätekombination aufzubauen und die Temperaturverteilungen zu berechnen.
- Es sind experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung der einzelnen Betriebsmittel durchzuführen.
- Das Wärmenetz der Modell-NS-Schaltgerätekombination ist aufzubauen und die Temperaturverteilung zu berechnen.
- Es sind experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung der Modell-NS-Schaltgerätekombination durchzuführen.

Das Hauptaugenmerk dieser Arbeit besteht darin, die dominanten Wärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen rechnerisch und experimentell näher zu untersuchen und die damit gewonnenen Ergebnisse in die Wärmenetzmethode zu integrieren. Mit den Ergebnissen aus den Untersuchungen zu den dominanten Wärmequellen soll die Möglichkeit geschaffen werden, weitere Varianten von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen thermisch zu dimensionieren, um den Nachweis zu erbringen, dass die Grenztemperaturen eingehalten werden. Es soll damit ermöglicht werden, den Einsatz des Leitermaterials in den Anlagen zu optimieren.

2.4 Aufbau der Versuchsanlage

Alle experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit werden an einem Modell einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination durchgeführt. Die Versuchsanlage, ausgelegt für einen Bemessungsstrom von $I_r = 2000\text{ A}$, besteht aus insgesamt drei Schaltfeldern, dem Einspeisefeld (Feld 1, $I_r = 2000\text{ A}$) und zwei Abgangsfeldern (Felder 2 und 3, $I_r = 1000\text{ A}$) (**Bild 2.2**).

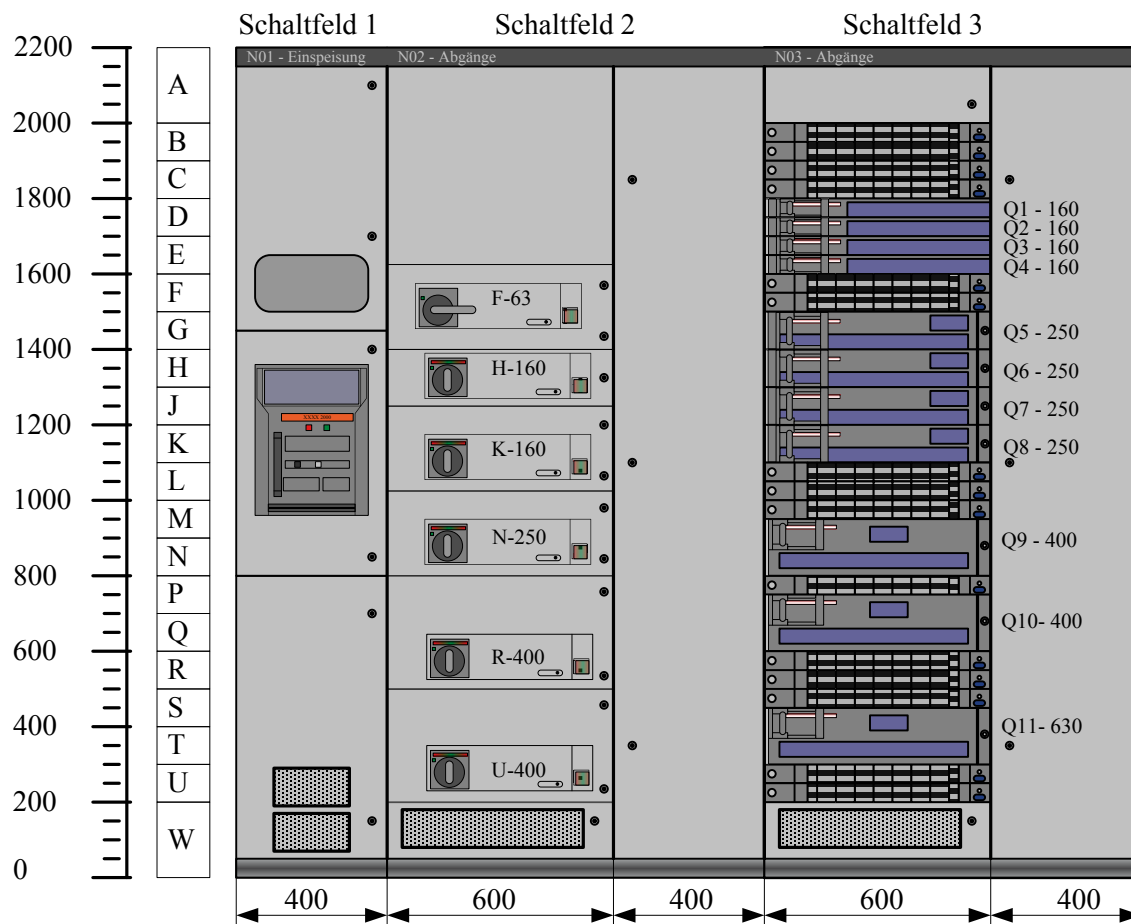


Bild 2.2: Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination $I_r = 2000\text{ A}$ (Frontansicht)

In das Einspeisefeld (Feld 1) ist ein ausfahrbarer Leistungsschalter in offener Bauform für einen Bemessungsstrom von $I_r = 2000\text{ A}$ eingesetzt. An das fest im Rahmen der Schaltanlage installierte Unterteil des ausfahrbaren, offenen Leistungsschalters sind die Anschlüsse zur Einspeisung des Stromes in die Anlage und die Anschlüsse zur Hauptsammelschiene montiert. Die drei Schaltfelder werden im rückwärtigen Teil der Anlage (**Bild 2.3**) über die Hauptsammelschienen miteinander verbunden. Als Verbindungselemente zwischen der Hauptsammelschiene und den Feldverteilerschienen bzw. den Anschlüssen des Einspeisefeldes kommen Kupferhohlzylinder zum Einsatz (**Bild 2.3**).

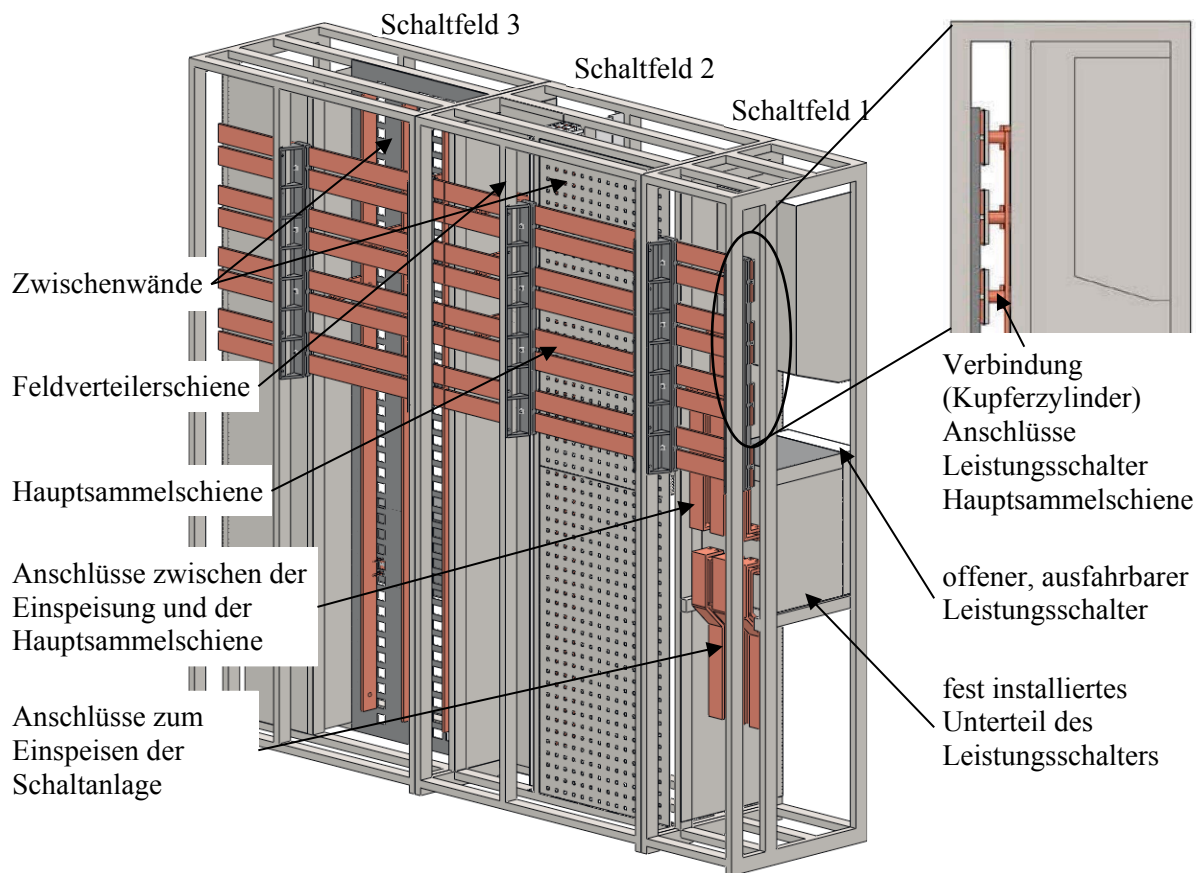


Bild 2.3: Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination $I_r = 2000 \text{ A}$ ohne Umhüllungen (diametrale Rückansicht)

In den Abgangsfeldern ist der Sammelschienenraum durch Zwischenwände aus Lochblech oder gelochten Kunststoffplatten von den Geräteräumen und den Kabelanschlussräumen getrennt (Bild 2.3 und Bild 2.4).

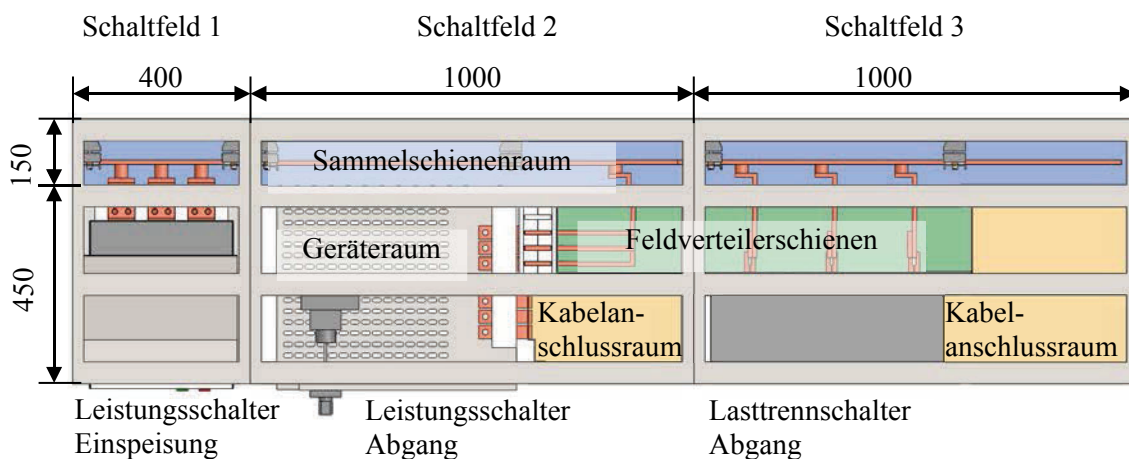


Bild 2.4 Versuchsanlagen einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination (Draufsicht)

An die Feldverteilerschiene ($I_T = 1000\text{ A}$) des Feldes 2 sind insgesamt 6 Schaltgeräte angeschlossen (**Bild 2.2**). Die Schaltgeräte sind separat durch Einschubmodule in die Fächer des Feldes 2 der Schaltgerätekombination integriert. Die Einschubmodule bestehen jeweils aus einer Grundplatte, den Trenneinrichtungen mit Verriegelung und Schalter, den Kabeln zum Anschluss des Schaltgerätes, der Verlängerung des Hauptschalters und dem Schaltgerät selbst (**Bild 2.5**).

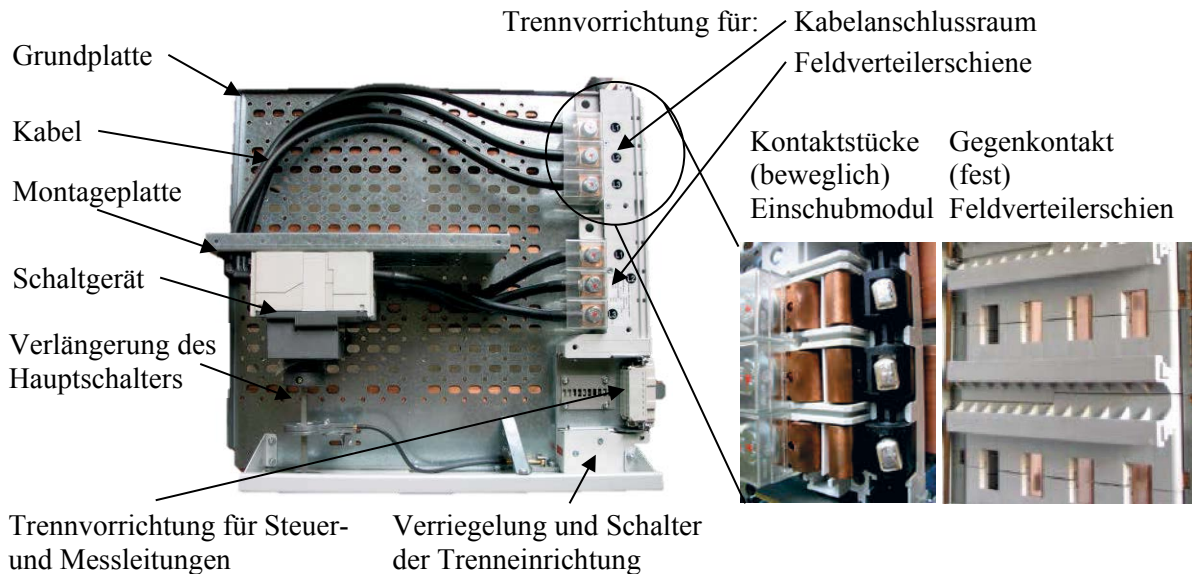


Bild 2.5. Einschubmodul aus der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Die Trenneinrichtungen kontaktieren das Einschubmodul mit der Feldverteilerschiene und den Anschlüssen für die Kabelabgänge sowie den Steuer- und Messleitungen des Schaltgerätes. Als Schaltgeräte kommen im Feld 2 ein Lasttrennschalter mit Sicherungen (Fach F-63) für einen Bemessungsstrom von $I_T = 63\text{ A}$, zwei Kompaktleistungsschalter (Fach H-160 und K-160) mit $I_T = 160\text{ A}$, einem Kompaktleistungsschalter (Fach N-250) mit $I_T = 250\text{ A}$ und zwei Kompaktleistungsschalter (Fach R-400 und U-400) mit jeweils $I_T = 400\text{ A}$ zum Einsatz. Das Ende eines jeden Abgangs sind die Anschlüsse für die Niederspannungskabel (**Bild 2.6**), die die Verbindung zwischen der Trenneinrichtung der Einschubmodule und dem Kabelanschlussraum bilden.

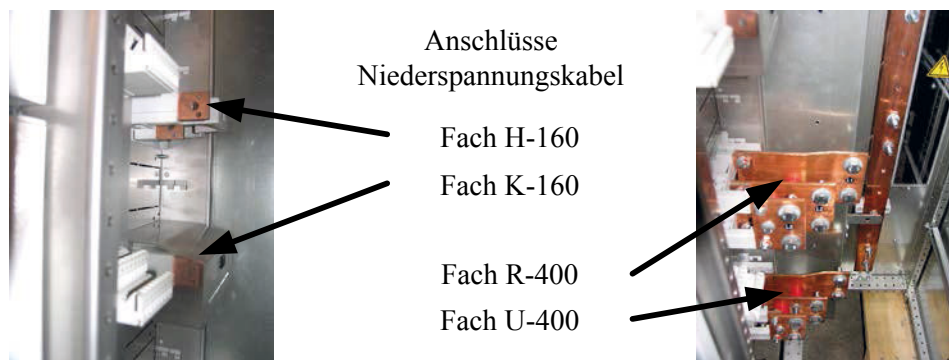


Bild 2.6: Anschlüsse der Feldfächer im Kabelanschlussraum des Schaltfeldes 2 einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

An die Feldverteilerschiene ($I_r = 1000 \text{ A}$) des Feldes 3 sind insgesamt 11 Schaltgeräte in Form von Lasttrennschaltern mit Sicherungen angeschlossen (**Bild 2.2**). Die Lasttrennschalter sind hier direkt mit ihren Federkontakten auf die Feldverteilerschiene gesteckt und mit dem Rahmen des Schaltfeldes verschraubt (**Bild 2.7**).

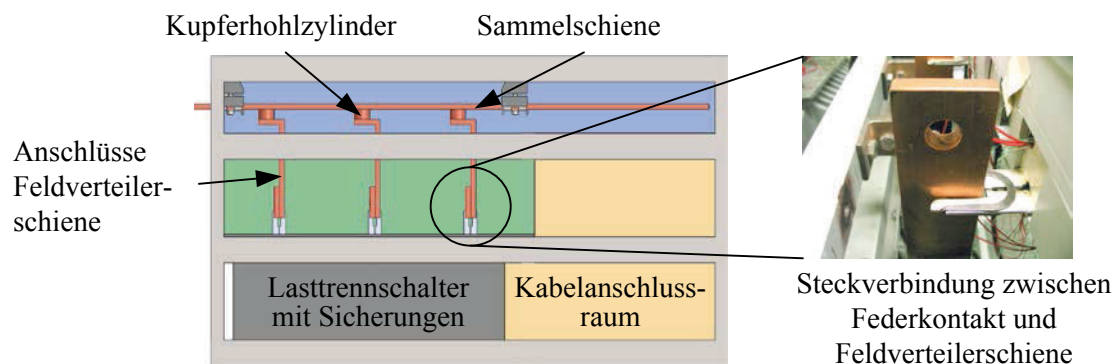


Bild 2.7: Schaltfeld 3 der Versuchsanlage einer NS-Schaltgerätekombination (Draufsicht) mit Steckverbindung zwischen dem Federkontakt eines Lasttrennschalters mit Sicherungen und der Feldverteilerschiene

Im oberen Bereich des Schaltfeldes 3 sind vier Lasttrennschalter mit Sicherungen (Q1, Q2, Q3 und Q4) für einen Bemessungsstrom von je $I_r = 160 \text{ A}$ installiert. In der Mitte des Schaltfeldes 3 befinden sich ebenfalls vier Lasttrennschalter mit Sicherungen (Q5, Q6, Q7 und Q8) für einen Bemessungsstrom von $I_r = 250 \text{ A}$. Darunter sind noch zwei Lasttrennschalter mit Sicherungen (Q9 und Q10) für einen Bemessungsstrom von $I_r = 400 \text{ A}$ und ein Lasttrennschalter mit Sicherungen (Q11) für einen Bemessungsstrom von $I_r = 630 \text{ A}$ in der Anlage eingebaut. Die Niederspannungskabel werden direkt an die Anschlüsse der Lasttrennschalter angeschlossen.

3 Grundlagen der Erwärmungsberechnung

Der Transport von Elektroenergie ist immer damit verbunden, dass ein Teil der übertragenen elektrischen Leistung in thermische Leistung (Wärmeleistung) umgewandelt wird. Die erzeugte Wärmeleistung führt zur Erwärmung und damit zu einer thermischen Beanspruchung der elektrischen Betriebsmittel. Die Erwärmung eines Betriebsmittels ist davon abhängig, wie viel Wärmeleistung in dem Betriebsmittel entsteht, wie viel Wärmeleistung dem Betriebsmittel von außen zugeführt, im Betriebsmittel gespeichert und vom Betriebsmittel abgegeben wird. Diese Leistungsbilanz aus zugeführter, gespeicherter und abgegebener Wärmeleistung ist die Grundlage der Erwärmungsberechnung und entspricht dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik. Sind alle Wärmeleistungen zu einem bestimmten Zeitpunkt bekannt, so kann die Temperaturverteilung eines Betriebsmittels berechnet werden.

3.1 Erzeugte Wärmeleistungen

Die Ursachen für die Erwärmung der Geräte und Anlagen der Elektroenergietechnik sind Wärmeleistung in Form von:

- ohmschen Leitungsverlusten in den Strombahnen der Geräte und Betriebsmittel,
- Wirbelstrom- und Hystereseverluste in Metallteilen, in der Umgebung der Strombahnen,
- dielektrischen Verlusten in den Isolierstoffen,
- ohmschen Leitungsverlusten in Metallteilen in der Umgebung der Strombahnen durch Induktionsströme in geschlossenen Leiterschleifen von z. B.:
 - Kapselungen der Geräte und Betriebsmittel
 - Umhüllungen von Geräten und Anlagen
 - Konstruktionsteilen der Anlagen (Wände, Rahmen, Gerüste)
- Sonnen- und Himmelsstrahlung bei Aufstellung unter Freiluftbedingungen [7] bis [12].

Die wesentlichen Ursachen für die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgeräte-kombinationen sind dabei hauptsächlich die ohmschen Leistungsverluste, die Wirbelstrom- und Hystereseverluste sowie die ohmschen Leitungsverluste in umgebenden Metallteilen.

3.1.1 Ohmsche Leitungsverluste / Stromwärmeverluste in den Strombahnen

Die ohmschen Leitungsverluste (Stromwärmeverluste) werden zum einen durch den Stromfluss I und zum anderen durch den temperaturabhängigen Widerstand $R_{\text{=}}(\vartheta)$ bei Gleichstrombelastung der Leiter verursacht. Treten zudem magnetische Wechselfelder auf, werden die Stromwärmeverluste P_L in den homogenen Strombahnen durch den Effekt der Stromverdrängung um den Leistungsfaktor (Stromverdrängungsfaktor) k vergrößert

$$P_L(\vartheta) = k I^2 R_{\text{=}}(\vartheta). \quad (3.1)$$

Der temperaturabhängige Widerstand $R_{\text{=}}(\vartheta)$ ergibt sich für eine homogene Strombahn aus dem spezifischen elektrischen Widerstand ρ_{20} bei 20 °C, der Länge l , dem Querschnitt A , der Temperatur ϑ der Strombahn und dem Temperaturbeiwert α_{T20} des elektrischen Widerstandes

$$R_{\text{=}}(\vartheta) = \frac{\rho_{20} l}{A} [1 + \alpha_{T20}(\vartheta - 20^\circ\text{C})]. \quad (3.2)$$

Für die meisten elektrischen Leiter kann der elektrische Widerstand abhängig von der Temperatur im Bereich zwischen -20 °C bis 150 °C allein mit dem Temperaturbeiwert α_{T20} beschrieben werden. Andere Temperaturbeiwerte höherer Potenzen, z. B. β^2 , γ^3 und δ^4 , sind erst bei höheren Temperaturen zu berücksichtigen. Zum anderen entstehen zusätzliche Stromwärmeverluste P_V in den Schaltkontakten und Verbindungen innerhalb und in den Verbindungen zwischen den einzelnen Geräten und Betriebsmitteln, wenn deren elektrischer Widerstand R_V größer ist als der Widerstand der homogenen Strombahn gleicher Länge

$$P_V = I^2 R_V(\vartheta). \quad (3.3)$$

Der elektrische Widerstand einer Verbindung wird abhängig von der Temperatur durch Messungen erfasst und auf eine bestimmte Temperatur (z. B. 20 °C) bezogen. Die thermische Abhängigkeit des Verbindungswiderstandes $R_V(\vartheta)$ kann je nach Art und Zustand der Verbindung variieren. Für Verbindungen aus geschraubten Stromschienen ergibt sich mit dem Temperaturbeiwert α_{VT20} des elektrischen Widerstandes der Verbindung der Zusammenhang mit:

$$R_V(\vartheta) = R_{V20} [1 + \alpha_{VT20}(\vartheta - 20^\circ\text{C})]. \quad (3.4)$$

3.1.2 Ohmsche Verluste / Stromwärmeverluste in Metallteilen

Das magnetische Wechselfeld kann in Konstruktionsteilen aus Metall nicht nur Wirbelstrom- und in ferromagnetischen Metallteilen Hystereseverluste verursachen, sondern auch Spannungen induzieren, die abhängig von der elektrischen Leitfähigkeit der Metallteile und der Impedanz der Schleife zu erheblichen Induktionsströmen führen. Zur Berechnung der Stromwärmeverluste P_{Me} in diesen Metallteilen müssen der temperaturabhängige elektrische Widerstand R_{Me} und die Ströme I_{Me} im Metallteil bekannt sein.

$$P_{Me}(\vartheta) = I_{Me}^2 R_{Me}(\vartheta) = I_{Me}^2 \frac{\rho_{Me 20} l}{A_{Me}} \left[1 + \alpha_{Me T20} (\vartheta - 20^\circ\text{C}) \right]. \quad (3.5)$$

Wirbelstromverluste in Metallteilen

Die verschiedenen Betriebsmittel in den Anlagen der Elektroenergieübertragung werden durch Rahmen und Gerüste zusammengefügt. Zum Schutz vor Umwelteinflüssen und zum Schutz des Menschen vor elektrischer Durchströmung werden Anlagen und Geräte mit Gehäusen, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen aus Metall ausgerüstet. Als Werkstoffe werden oft unterschiedliche Metalle (verschiedene Sorten von Baustählen, Edelstählen, Aluminiumlegierungen usw.) eingesetzt. Diese Metallteile werden von magnetischen Wechselfeldern durchdrungen, die Spannungen in diesen induzieren. Abhängig von der magnetischen Flussdichte und der elektrischen Leitfähigkeit der Metalle fließen in diesen Metallteilen Wirbelströme bzw. Induktionsströme, die zusätzliche Verluste und damit Wärmeleistungen erzeugen. Unter der Voraussetzung, dass es sich um ein ebenes magnetisches Wechselfeld eines Leiters handelt, und dass die Metallteile im Verhältnis zum gesamten Volumen V nur eine geringe Dicke d aufweisen (**Bild 3.1**), kann, aus den Differentialgleichungen des elektromagnetischen Feldes nach MAXWELL, der Betrag $|\vec{J}|$ der komplexen Wirbelstromdichte im Metallteil

$$|\vec{J}| = \frac{\beta^2 d \hat{B}_m}{\sqrt{2} \mu} \sqrt{\frac{\cosh(2 \beta y) - \cos(2 \beta y)}{\cosh(\beta d) - \cos(\beta d)}}. \quad (3.6)$$

abhängig vom zeitlichen Maximum \hat{B}_m der mittleren magnetischen Flussdichte berechnet werden (**Gl. (3.6)**) [17] [18]. Die durch Wirbelströme im Metallteil erzeugte Verlustleistung ist das Produkt aus dem Quadrat des komplexen Stromes I_w und dem elektrischen Widerstand R .

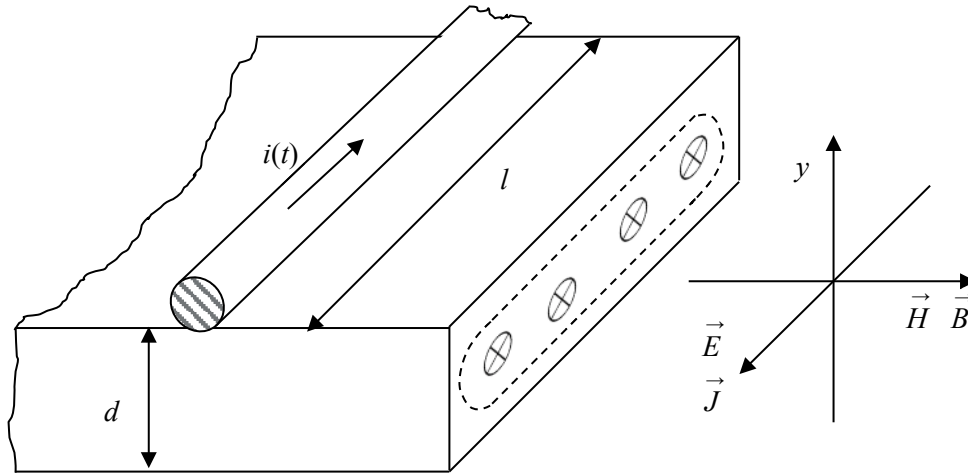


Bild 3.1: magnetisches Wechselfeld im Metallteil

Diese Leistung kann ebenfalls mit der Hilfe des Integrals der komplexen Stromdichte \vec{J} über dem Querschnitt des Metallteils berechnet werden. Es ergibt sich die Verlustleistung durch Wirbelströme nach:

$$P_w = I_w^2 R = \frac{V}{\kappa d} \int_{-d/2}^{d/2} |\vec{J}|^2 dy = \frac{1}{24} \kappa \omega^2 d^2 \hat{B}_m^2 V F(x). \quad (3.7)$$

Sie ist abhängig von der elektrischen Leitfähigkeit κ , dem vom magnetischen Wechselfeld durchsetzten Volumen V und der Dicke d des Metallteils sowie der Kreisfrequenz ω des Feldes und der Funktion $F(x)$. Die Funktion $F(x)$ kann nach

$$F(x) = \frac{3}{x} \frac{\sinh x - \sin x}{\cosh x - \cos x} \quad (3.8)$$

mit

$$x = d \beta = d \sqrt{\pi f \kappa \mu_0 \mu_r} \quad (3.9)$$

berechnet werden. Sie berücksichtigt die Stoffeigenschaften der Permeabilität $\mu = \mu_0 \mu_r$, der elektrischen Leitfähigkeit κ sowie der Frequenz f und die Dicke d des Metallteils. Für eine Frequenz von $f = 50$ Hz kann $F(x)$ **Bild 3.2** entnommen werden.

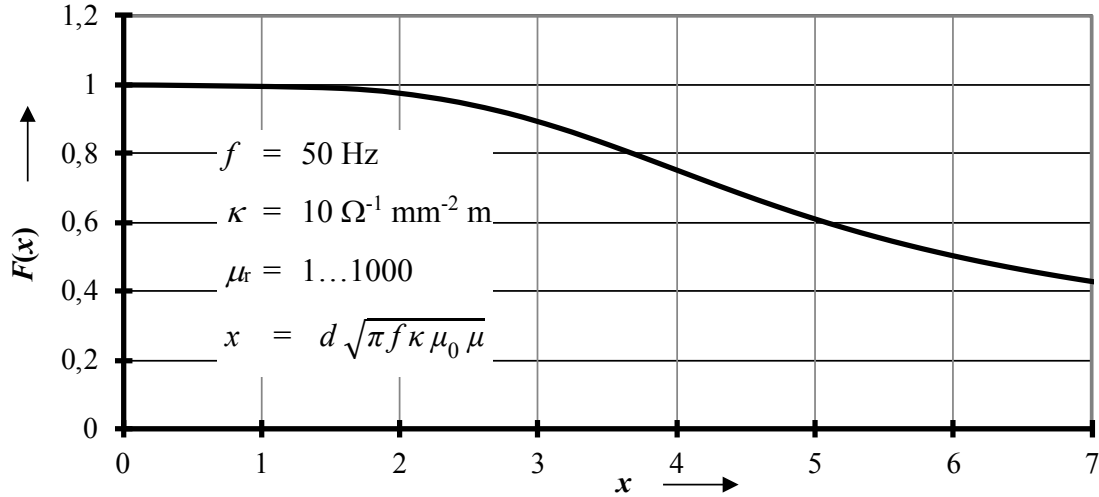


Bild 3.2: $F(x)$ zur Berechnung der durch Wirbelströme erzeugten Verlustleistung P_W bei verschiedenen Dicken d des Metallteils entsprechend (Bild 3.1)

Ist das Argument x klein, z. B. bei Dicken $d < 1$ mm oder $\beta < 0,4$ mm⁻¹, so kann die Funktion $F(x) \approx 1$ gesetzt werden.

3.1.3 Hystereseverluste in Metallteilen

Sind die verwendeten Metalle der Kapselung, der Rahmen und Umhüllungen ferromagnetisch, so werden durch die Ummagnetisierung Hystereseverluste erzeugt. Die in einem Volumenelement dV gespeicherte magnetische Energie W_m ist durch die Feldgrößen der magnetischen Flussdichte \vec{B} und der magnetischen Feldstärke \vec{H} wie folgt definiert [18]:

$$\frac{dW_m}{dV} = \int_0^B \vec{H} d\vec{B}. \quad (3.10)$$

Um die Leistung P_H zu erhalten, muss die Energiedichte noch über die Zeit, z. B. die Periode T , integriert und mit dem Volumen V des Metallteils multipliziert werden.

$$P_H = \frac{1}{T} \int_0^T W_m dt = f V \int_0^{2B_m} \vec{H} d\vec{B} = f V A_h. \quad (3.11)$$

Die Hystereseverluste P_H sind das Produkt aus der Frequenz f des magnetischen Wechselfeldes, dem Volumen V des vom magnetischen Wechselfeld durchsetzten Metallteils und der Fläche A_H die durch die Hystereseschleife $B = f(H)$ aufgespannt wird. Mit dem Parabelansatz für die Hysterese

$$B = \mu H + v H^2. \quad (3.12)$$

ist die Fläche A_H , die die Hysterese einschließt, zu bestimmen [17]. Die Konstante ν muss aus der Hysterese ermittelt werden ([11] [18]) (**Bild 3.3**). Die gesamte Rechteckfläche A_R , die von den maximalen Werten der magnetischen Feldstärke H_{\max} und der magnetischen Flussdichte B_{\max} bestimmt wird, ergibt sich aus:

$$A_R = 2 B_{\max} \cdot 2 H_{\max} . \quad (3.13)$$

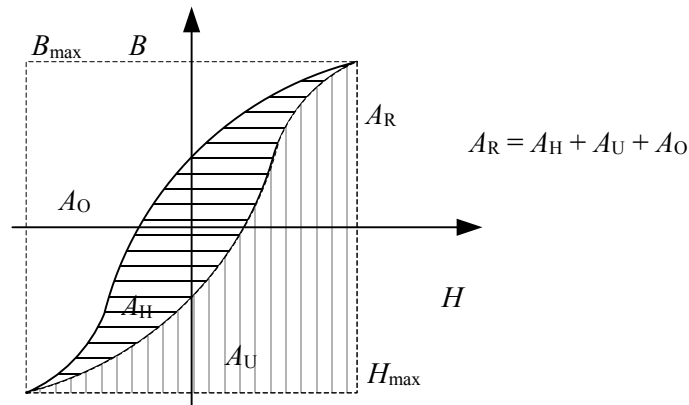


Bild 3.3: Ansatz der Hysterese zur Berechnung der Hystereseverluste P_H

Die Fläche A_U unter der Funktion $B = f(H)$ (**Bild 3.3**) ist das Integral

$$A_U = \int_0^{H_{\max}} B dH = 2 \mu H_{\max}^2 + \frac{8}{3} \nu H_{\max}^3 . \quad (3.14)$$

Aus der Differenz der gesamte Rechteckfläche A_R und der doppelten Fläche A_B erhält man die Fläche

$$A_H = \frac{8}{3} \nu H_{\max}^3 . \quad (3.15)$$

Die im ferromagnetischen Metallteil mit dem Volumen V durch die Hysterese entstehenden Verlustleistungen P_H berechnet sich aus:

$$P_H = \frac{8}{3} \nu f V H_{\max}^3 . \quad (3.16)$$

3.2 Wärmeübertragung

Der Transport thermischer Energie in Form von Wärme wird im Allgemeinen als Wärmeübertragung bezeichnet. Ursache für den Wärmetransport sind Temperaturdifferenzen. Die Richtung des Wärmetransportes erfolgt immer vom Ort höherer zum Ort niedriger Temperatur [20]. Die Wärmeübertragung setzt sich aus vier verschiedenen Teilvorgängen zusammen:

- Wärmeleitung
- Wärmestrahlung
- Konvektion
- Transport durch Massenstrom.

Die erste Art der Wärmeübertragung, die **Wärmeleitung**, ist an die Existenz von Materie gebunden, da der Wärmeaustausch nur zwischen unmittelbar benachbarten Teilchen eines oder verschiedener Körper geschieht. Der Energietransport erfolgt durch interatomaren oder intermolekularen Impulsaustausch und durch Atom- oder Moleküldiffusion. In Metallen wird der Energietransport noch durch die Diffusion freier Elektronen begünstigt. Die Wärmeleitfähigkeit ist eine stoffabhängige Größe [21] [22].

Bei der **Wärmestrahlung** erfolgt der Energietransport durch thermisch angeregte elektromagnetische Wellen oder Photonen. Bei diesem Vorgang erfolgt stets eine zweifache Energieumwandlung. Am emittierenden Körper von Wärme- in Strahlungsenergie und am absorbierenden Körper von Strahlungs- in Wärmeenergie. Durch den Energietransport über elektromagnetische Wellen und Photonen kann durch Wärmestrahlung auch im Vakuum Wärmeenergie transportiert werden [23].

Die Wärmeübertragung durch **Konvektion** ist ein Vorgang, bei dem der Energietransport durch eine Überlagerung der Wärmeleitung und einer Bewegung von Teilchen, dem **Wärmetransport durch Massenstrom**, geschieht. Die Konvektion kann daher nur in fluiden Medien stattfinden. Der Zustand der Fluide ist dabei von besonderer Bedeutung. Die Wärmestrahlung und die Wärmeübertragung durch Konvektion werden auch unter dem Begriff des Wärmeübergangs zusammengefasst. Üblicherweise treten alle drei Vorgänge des Wärmetransportes gemeinsam auf. Da aber diese Vorgänge auf stark unterschiedlichen physikalischen Mechanismen beruhen, werden sie auch durch unterschiedliche phänomenologische Erfahrungsgesetze mathematisch beschrieben [21]. Bei einer Erwärmungsberechnung sind die Vorgänge des Wärmetransportes eindeutig voneinander getrennt zu betrachten.

3.2.1 Wärmeleitung

Der Energietransport durch Wärmeleitung erfordert eine direkte Berührung zwischen den Teilchen eines oder verschiedener Körper. In Gasen erfolgt dieser Energietransport hauptsächlich über die Diffusion der Atome und Moleküle. Dem Energietransport durch Wärmediffusion überlagert sich in Flüssigkeiten der Energietransport durch den Impulsaustausch zwischen Atomen und Molekülen. In dielektrischen Feststoffen wird die Energie nur durch diesen Impulsaustausch übertragen. In Metallen wird die Wärmeenergie hauptsächlich über die Diffusion freier Elektronen transportiert. Die Schwingungen im Kristallgitter sind hier von untergeordneter Bedeutung [23]. Der Antrieb für den Energietransport ist dabei immer eine in den Medien vorhandene Temperaturdifferenz.

Temperaturfeld und Temperaturgradient

Die Temperatur beschreibt den Zustand eines Körpers. Deren Verteilung im Raum wird als Temperaturfeld bezeichnet. Die Temperaturverteilung im Raum kann sich zeitlich ändern. Die skalare Zustandsgröße der Temperatur ϑ ist also eine Funktion des Richtungsvektors \vec{r} und der Zeit t

$$\vartheta = f(\vec{r}, t) . \quad (3.17)$$

Erfolgt keine zeitliche Änderung ($d\vartheta / dt = 0$), so spricht man von einem stationären Temperaturfeld. Im skalaren Temperaturfeld existieren immer Punkte gleicher Temperatur. Diese werden zu Flächen zusammengefasst und als Isothermen bezeichnet. Eine Änderung der Temperatur kann nur in Richtungen erfolgen, bei denen der Ortsvektor \vec{r} die isotherme Fläche schneidet (**Bild 3.4**). Am größten ist die Änderung der Temperatur $\Delta\vartheta$ in Richtung der Flächennormalen \vec{n} der Isothermen.

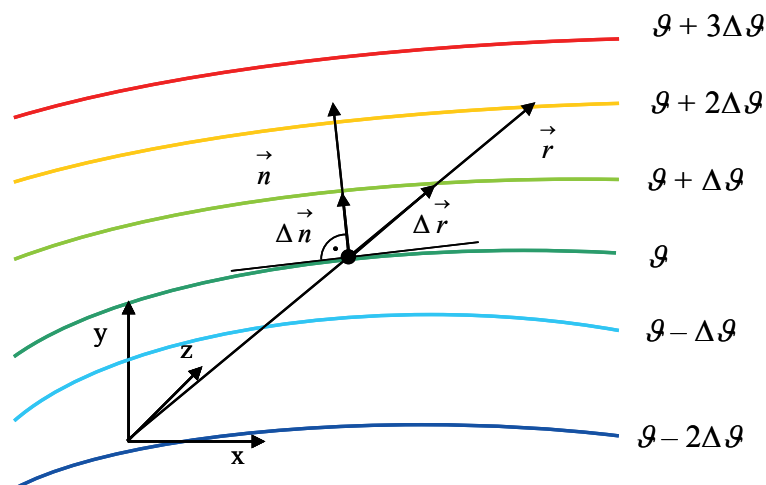


Bild 3.4: Temperaturfeld mit Isothermen zum Bestimmen des Temperaturgradienten

Wählt man die Schrittweite zwischen den Isothermen klein, erhält man den Temperaturgradienten $\text{grad } \vartheta$

$$\lim_{\Delta n \rightarrow 0} \left(\frac{\Delta \vartheta}{\Delta \vec{n}} \right) = \frac{\partial \vartheta}{\partial \vec{n}} = \text{grad } \vartheta. \quad (3.18)$$

Der Temperaturgradient $\text{grad } \vartheta$ ist ein Vektor, der in die gleiche Richtung wie der Normalenvektor \vec{n} der isothermen Fläche zeigt und dessen Betrag gleich der maximalen Temperaturänderung ist. Das Temperaturfeld ist seiner Eigenschaften nach ein Potentialfeld. In den weiteren Betrachtungen dieser Arbeit soll nur der stationäre Wärmestrom betrachtet werden.

Stationärer Wärmestrom / Wärmeleistung und Wärmestromdichte

Der Antrieb für den Transport der Energie in Form von Wärme Q ist der Temperaturgradient $\text{grad } \vartheta$. Die pro Zeit t transportierte Wärmemenge Q wird als Wärmestrom oder auch Wärmeleistung P (oder \dot{Q}) bezeichnet

$$P = \dot{Q} = \frac{dQ}{dt}. \quad (3.19)$$

Auf die vom Wärmestrom durchsetzte, senkrechte Fläche dA bezogen, erhält man die Wärmestromdichte \vec{q} in einem stationären Temperaturfeld ($d\vartheta / dt = 0$).

$$\vec{q} = \frac{dP}{d\vec{A}} \quad (3.20)$$

Der Zusammenhang zwischen Temperaturgradienten $\text{grad } \vartheta$ und der Wärmestromdichte \vec{q} wurde 1822 durch FOURIER formuliert und ist als FOURIERSCHES Gesetz der Wärmeleitung bekannt

$$\vec{q} = -\lambda \text{ grad } \vartheta. \quad (3.21)$$

Nach **Gl. (3.18)** ist der Temperaturgradient $\text{grad } \vartheta$ in Richtung des größten Anstiegs definiert. Laut dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik wird die Wärme immer vom Ort höherer zum Ort niedriger Temperatur transportiert. Der Vektor \vec{q} der Wärmestromdichte ist daher in **Gl. (3.21)** dem Vektor des Temperaturgradient $\text{grad } \vartheta$ genau entgegen gerichtet. Der Proportionalitätsfaktor λ ist eine stoffspezifische Größe, die als Wärmeleitfähigkeit bezeichnet wird und die das Wärmeleitvermögen eines Stoffes charakterisiert.

$$\lambda = F(\vartheta, p) \quad (3.22)$$

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist vom Zustand des Stoffes, vor allem von seiner Temperatur ϑ und bei Gasen vom Druck p , abhängig.

Eindimensionale Wärmeströme / Wärmeleistungen

Um die Temperaturverteilung durch Wärmeleitung in einem homogenen Medium zu beschreiben, muss das FOURIERSCHE Gesetz der Wärmeleitung gelöst werden. Mit dem Wärmestrom bzw. der Wärmeleistung P und dem Temperaturgradienten $\text{grad } \vartheta$ in kartesischen Koordinaten wird Gl. (3.21) zu:

$$dP = -\lambda d\vec{A} \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \vec{e}_x + \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \vec{e}_y + \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \vec{e}_z \right). \quad (3.23)$$

Für viele Anwendungen bei der Erwärmungsberechnung ist es ausreichend, den Wärmestrom nur in einer Richtung zu beschreiben. Als Beispiel soll hier ein eindimensionaler Wärmestrom P durch eine ebene Wand mit einer konstanten Wärmeleitfähigkeit λ , der Dicke d und der Querschnittsfläche A betrachtet werden (**Bild 3.5**).

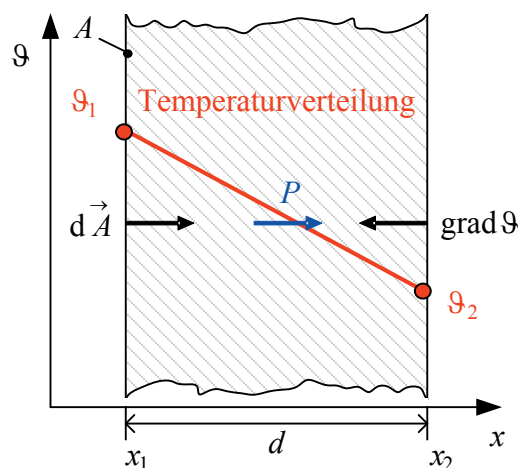


Bild 3.5: Eindimensionale Wärmeleitung in einer ebenen Wand

Die Wärmeleistung P strömt senkrecht durch die ebene Fläche A der ebenen Wand und die Gl. (3.23) vereinfacht sich zu:

$$P = -\lambda A \frac{d\vartheta}{dx}. \quad (3.24)$$

Zur Berechnung der Temperaturdifferenzen $\Delta \vartheta = \vartheta_2 - \vartheta_1$ sind die Variablen zu trennen und die Integration durchzuführen. Abhängig von der Dicke d der Wand, ergibt sich eine lineare Temperaturverteilung in der Wand (**Bild 3.5**)

$$\vartheta_1 - \vartheta_2 = \Delta \vartheta = P \frac{d}{\lambda A} . \quad (3.25)$$

In einem zweiten Beispiel soll die Wärmeleitung von der inneren Mantelfläche mit dem Radius r_i zur äußeren Mantelfläche mit dem Radius r_a durch einen coaxialen Zylinder der Länge l mit der konstanten Wärmeleitfähigkeit λ betrachtet werden, wie z. B. bei der Wärmeleitung durch die Isolierung eines Kabels (**Bild 3.6**).

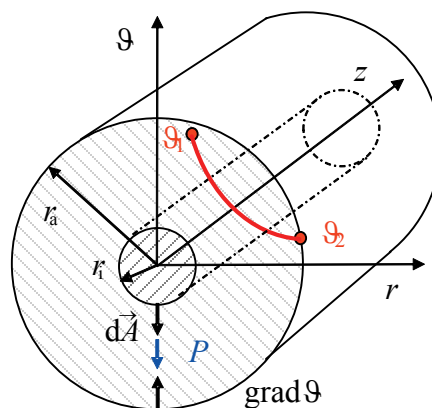


Bild 3.6: Eindimensionale Wärmeleitung in einem coaxialen Zylinder

Für die Lösung des Problems bietet sich die Darstellung des FOURIERSCHEN Gesetzes der Wärmeleitung nach Gl. (3.23) in Zylinderkoordinaten an.

$$dP = -\lambda dA \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial r} \vec{e}_r + \frac{\partial \vartheta}{\partial \phi} \vec{e}_\phi + \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \vec{e}_z \right) \quad (3.26)$$

Die Wärmeleistung wird ausschließlich in radiale Richtung r durch die sich mit r ändernde Zylinderfläche A transportiert. Bei der Lösung der DGL wird vom inneren Radius zum äußeren Radius integriert

$$\int_{\vartheta_i}^{\vartheta_a} d\vartheta = -\frac{P}{\lambda 2 \pi l} \int_{r_i}^{r_a} \frac{1}{r} dr . \quad (3.27)$$

Man erhält eine logarithmische Temperaturverteilung im Zylinder (**Bild 3.6**):

$$\vartheta_i - \vartheta_a = \frac{P}{\lambda 2 \pi l} \ln \frac{r_a}{r_i} . \quad (3.28)$$

3.2.2 Wärmestrahlung

Eigenschaften der Strahlung

Im Gegensatz zu den Energietransportvorgängen der Wärmeleitung und der Konvektion ist der Energietransport durch Strahlung nicht an ein Medium gebunden. Die durch Strahlung übertragene Energie ist zudem stark von der Temperatur der Körper abhängig [21]. Die theoretische Beschreibung der Strahlung gelingt zum einen durch die klassische Theorie der elektromagnetischen Wellen und zum anderen durch die Quantentheorie. Mit beiden Theorien können jeweils einzelne Aspekte der Wärmestrahlung ausreichend beschrieben werden. Aus der klassischen Theorie der elektromagnetischen Welle und der Quantentheorie folgt, dass die durch Strahlung transportierte Energie von der Wellenlänge λ' abhängig ist [24].

Begriff der Wärmestrahlung

Für den Wärmetransport durch Strahlung wird die innere Energie des abstrahlenden Körpers durch inneratomare Vorgänge in Strahlung umgewandelt, durch den Raum transportiert und am auftreffenden Körper wieder in innere Energie umgewandelt. Für den Wärmetransport durch Strahlung sind daher vor allem die Bereiche der Strahlung von Interesse, die von Körpern gut absorbiert und wieder in Wärmeenergie umgewandelt werden können. Der Bereich dieser thermisch angeregten Strahlen wird als Wärmestrahlung bezeichnet. Er ist im gesamten Spektrum der elektromagnetischen Wellen vor allem zwischen der Ultravioletten Strahlung mit der Wellenlänge $\lambda' = 0,1 \mu\text{m}$ und der Infrarotstrahlung mit der Wellenlänge von $\lambda' = 1000 \mu\text{m}$ zu finden (Bild 3.7) [21] bis [26].

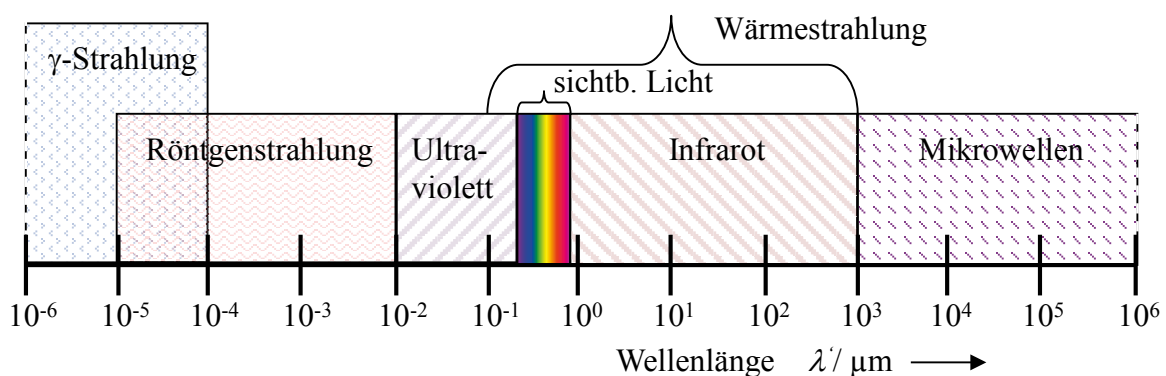


Bild 3.7: Spektrum der elektromagnetischen Wellen

PLANCKSCHEs Gesetz der Wärmestrahlung

Die quantitative Charakterisierung der Strahlung des schwarzen Körpers gelang MAX PLANCK 1900 mit Hilfe der Quantentheorie. Der schwarze Körper ist ein idealisiertes Modell für die Untersuchungen zur Wärmestrahlung und den Wärmetransportvorgängen zwischen verschiedenen Körpern. Er ist als ein Körper definiert, dessen Oberfläche die gesamte einfallende Strahlung vollständig absorbiert. Das nach PLANCK benannte Gesetz beschreibt die spektrale Verteilung der spezifischen Ausstrahlung $M_{\lambda',s}$, also die auf die Fläche bezogene emittierte Strahlungsleistung eines „Schwarzen Körpers“ im Vakuum, als eine Funktion seiner absoluten Temperatur T und der Wellenlänge λ' der Strahlung [21] [24]

$$M_{\lambda',s}(\lambda', T) = \frac{C_1}{\lambda'^5 \left(e^{\frac{C_2}{\lambda' T}} - 1 \right)} . \quad (3.29)$$

Die PLANCKSCHE Strahlungskonstante C_1 setzt sich aus den Naturkonstanten der Lichtgeschwindigkeit c_0 im Vakuum und dem PLANCKSCHEN Wirkungsquantum h zusammen

$$C_1 = 2 \pi c_0^2 h = 3,74 \cdot 10^{-16} \text{ W m}^2 . \quad (3.30)$$

Die PLANCKSCHE Strahlungskonstante C_2 verbindet die Lichtgeschwindigkeit c_0 im Vakuum, das PLANCKSCHE Wirkungsquantum h und die BOLTZMANN-Konstante k miteinander

$$C_2 = \frac{c_0 h}{k} = 1,44 \cdot 10^{-2} \text{ m K} . \quad (3.31)$$

Nach dem PLANCKSCHEN Gesetz wird bei einer Wellenlänge von $\lambda' = 0$ keine Strahlungsenergie ausgesendet. Die spektrale spezifische Ausstrahlung $M_{\lambda',s}$ ist für alle Temperaturen gleich Null. Mit zunehmender Wellenlänge λ' strebt die spektrale spezifische Ausstrahlung $M_{\lambda',s}$, ihrem Maximalwert mit relativ großem Anstieg zu, um dann mit wesentlich geringerem Anstieg kleiner zu werden (**Bild 3.8**).

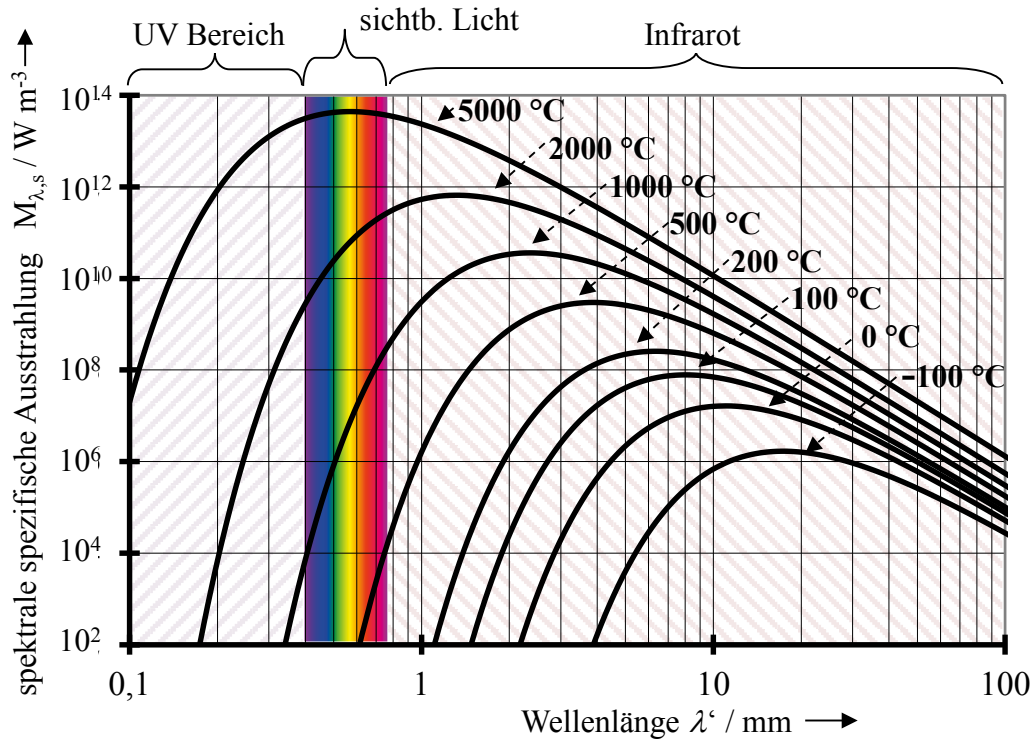


Bild 3.8: spektrale spezifische Ausstrahlung M_s des idealen schwarzen Körpers berechnet nach dem PLANCKSCHEN Gesetz für verschiedene Temperaturen des ausstrahlenden Körpers

Das Maximum der spektralen spezifischen Ausstrahlung M_s verschiebt sich bei höheren Temperaturen T in Richtung kleinerer Wellenlängen. Erst bei Temperaturen T um die 5000 °C wird ein großer Teil der vom Körper ausgestrahlten Leistung im Bereich des sichtbaren Lichtes ausgesendet. Für den hier interessierenden Temperaturbereich der Erwärmung elektrotechnischer Anlagen zwischen -50 °C und 140 °C wird die Wärmeleistung hauptsächlich durch Strahlung im Infrarotbereich übertragen (**Bild 3.7** und **Bild 3.8**).

STEFAN – BOLTZMANN – Gesetz

Um aus der auf das elektromagnetische Spektrum verteilten Strahlungsleistung die gesamte von einem „Schwarzen Körper“ ausgestrahlte Strahlungsleistung zu erhalten, muss über alle Wellenlängen integriert werden. Aus der spektralen spezifischen Ausstrahlung Gl. (3.29) wird dadurch die spezifische Ausstrahlung des idealen „Schwarzen Körpers“

$$M_s(T) = \int_0^{\infty} M_{\lambda',s}(\lambda', T) d\lambda' = \int_0^{\infty} \frac{C_1}{\lambda'^5 \left(e^{\frac{C_2}{\lambda' T}} - 1 \right)} d\lambda' . \quad (3.32)$$

Fasst man alle Konstanten aus **Gl. (3.32)** zusammen, ergibt sich eine der typischen, des von JOSEF STEFAN experimentell ermittelten und von LUDWIG BOLTZMANN theoretisch hergeleiteten, Formen des STEFAN – BOLTZMANN – Gesetzes [21] bis [24]:

$$M_s(T) = \frac{C_1}{C_2^4} \frac{\pi^4}{15} T^4 = \sigma_s T^4 . \quad (3.33)$$

Die STEFAN – BOLTZMANN – Konstante hat den Wert von $\sigma_s = 5,671 \cdot 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$. Für die Berechnung der Strahlungsleistung kann das STEFAN – BOLTZMANN – Gesetz auch in der alternativen Schreibweise:

$$M_s(T) = C_s \left(\frac{T}{100} \right)^4 \quad (3.34)$$

verwendet werden. Die in **Gl. (3.34)** enthaltene Konstante $C_s = 5,671 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$ wird als Strahlungskoeffizient des „Schwarzen Körpers“ bezeichnet und ergibt sich aus der Multiplikation der STEFAN – BOLTZMANN – Konstante mit 10^8 .

Emissionsgrad – Strahlung realer Körper

Um die Strahlungseigenschaften realer Körper zu charakterisieren werden die Strahlungsgrößen auf die entsprechenden Strahlungseigenschaften des „Schwarzen Körpers“ bezogen [21] bis [26]. Als Ergebnis erhält man dimensionslose Verhältnissgrößen. Bezieht man die spezifische Ausstrahlung M eines realen Körpers auf die spezifische Ausstrahlung M_s des „Schwarzen Körpers“, so erhält man den Emissionsgrad $\varepsilon(T)$

$$\varepsilon(T) = \frac{M(T)}{M_s(T)} . \quad (3.35)$$

Der Emissionsgrad ε ist ein Maß dafür, wie gut ein realer Körper im Vergleich zum idealen „Schwarzen Körpers“ ausstrahlen kann [25]. Der Emissionsgrad ist eigentlich eine Funktion der Wellenlänge und der Strahlungsrichtung. Für die Berechnung der Erwärmung elektrotechnischer Anlagen und Geräte wird in der Regel nur der hemisphärische gesamte Emissionsgrad ε verwendet, der in guter Näherung über den interessierenden Temperaturbereich gemittelt wird. Körper, deren Emissionsgrad ε unabhängig von der Wellenlänge λ ist, werden als „Graustrahler“ bezeichnet.

Strahlungsaustausch zwischen zwei Körpern

Der Austausch von Strahlungsleistung zwischen den Oberflächen n verschiedener Körper lässt sich anhand der in [21], [24] und [26] erläuterten Nettostrahlungsmethode berechnen. Wird das Problem auf den Strahlungsaustausch zwischen den Flächen zweier grauer Körper reduziert (Bild 3.9),

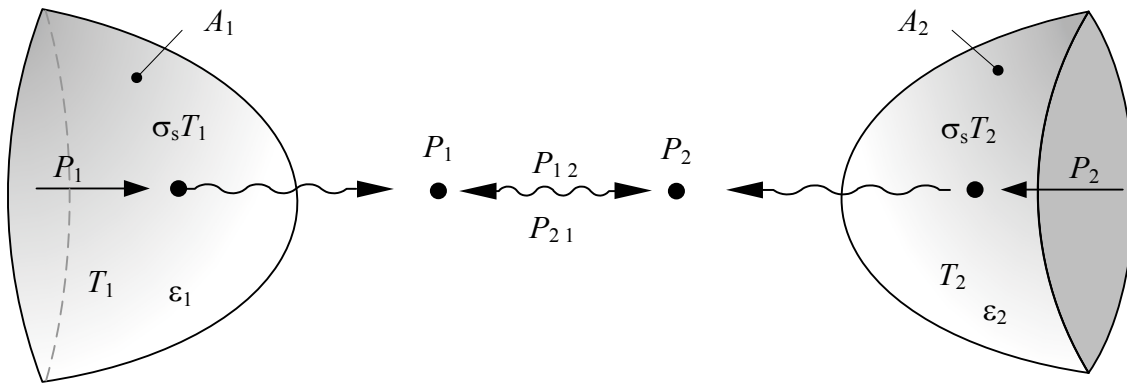


Bild 3.9: Austausch von Strahlungsleistung zwischen zwei Flächen grauer Körper nach der Nettostrahlungsmethode

so erhält man die gebräuchlichste Form der Gleichung zur Wärmeübertragung nach dem STEFAN – BOLTZMANN – Gesetz:

$$P_s = P_1 = \varepsilon_{12} A_1 C_s 10^{-8} (T_1^4 - T_2^4). \quad (3.36)$$

Resultierender Emissionsgrad

Der in Gl. (3.36) enthaltene resultierende Emissionsgrad ε_{12} fasst die Strahlungseigenschaften beider Körper durch die Emissionsgrade ε_1 und ε_2 , die Flächengrößen A_1 und A_2 und den Sichtfaktor f_{12} zusammen

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{f_{12}} - 1 + \frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)}. \quad (3.37)$$

Der Sichtfaktor f_{12} ist eine rein geometrische Größe, die die Orientierung der Wärmestrahlung austauschenden Flächen zueinander beschreibt. In der Literatur finden sich für viele geometrische Anordnungen Sichtfaktoren tabelliert oder es werden einfache Berechnungsalgorithmen angegeben [21] [23] [24] [26] [27]. Für die Berechnung der Erwärmung von Geräten und Anlagen der Elektroenergie-technik sind vor allem einfache Grundanordnungen für den Leistungsaustausch durch Strahlung von Interesse. Aus den

einfachen Grundanordnungen lassen sich dann komplexere Strahlungsmodelle für die Geräte und Anlagen entwickeln. Die erste Grundanordnung besteht aus sich gegenseitig vollständig umhüllenden Körper, wie z. B. zwei konzentrische Kugeln (**Bild 3.10**).

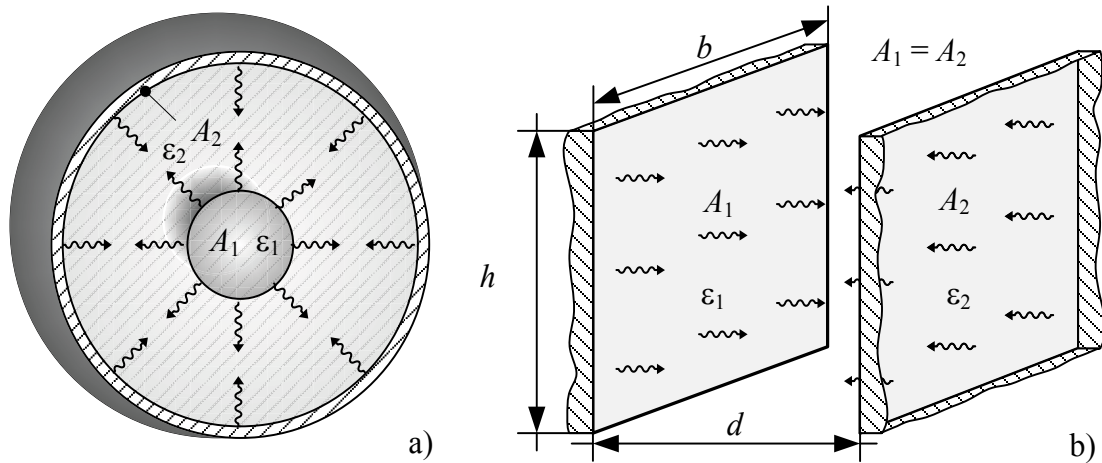


Bild 3.10: Austausch von Strahlungsleistung zwischen a) den Oberflächen sich umhüllender und b) den planparallelen Flächen zweier grauer Körper

Die gesamte von der Oberfläche A_1 ausgesandte Wärmestrahlung muss vollständig auf die Oberfläche A_2 treffen. Der Sichtfaktor f_{12} ist dabei gleich eins ($f_{12} = 1$). Für sich umhüllende Körper kann der resultierende Emissionsgrad nach:

$$\varepsilon_{12} = \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) \right)^{-1}. \quad (3.38)$$

berechnet werden. Ist die Fläche A_2 zudem noch wesentlich größer als die Fläche A_1 ($A_2 \gg A_1$), so wirkt beim Strahlungsaustausch zwischen den beiden Körpern nur noch der Emissionsgrad ε_1 des ersten Körpers

$$\varepsilon_{12} = \varepsilon_1. \quad (3.39)$$

Eine weitere Grundanordnung für den Wärmeübergang durch Strahlung sind die planparallel angeordneten Flächen A_1 und A_2 zweier Körper (**Bild 3.10**). Unter den Bedingungen, dass deren Flächen A_1 und A_2 gleich groß sind ($A_1 = A_2$) und die Strahlung fast ausschließlich zwischen den beiden Flächen ausgetauscht $f_{12} = 1$ ($h \gg d$) wird, beträgt der resultierende Emissionsgrad ε_1 für planparallele Flächen:

$$\varepsilon_{12} = \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)^{-1}. \quad (3.40)$$

3.2.3 Konvektiver Wärmeübergang

Eigenschaften der Konvektion

Die Wärmeübertragung durch Konvektion ist ein Vorgang, bei dem sich der Energietransport aus der Überlagerung von Wärmeleitung und dem an ein Medium gebundenen Transport von Masse, Impuls und Energie zusammensetzt. Für einen das Medium gebundenen Transport der Wärme müssen die Teilchen des Mediums eine hohe Beweglichkeit besitzen. Die Konvektion kann daher nur zwischen einem festen Körper und einem Fluid stattfinden. Die makroskopische Bewegung eines Fluids wird als Strömung bezeichnet. Je nach dem was die Ursache dieser Strömung ist oder wie sich die Strömung des Fluids ausbildet, wird zwischen unterschiedlichen Arten des konvektiven Wärmetransportes unterschieden (**Bild 3.11**).

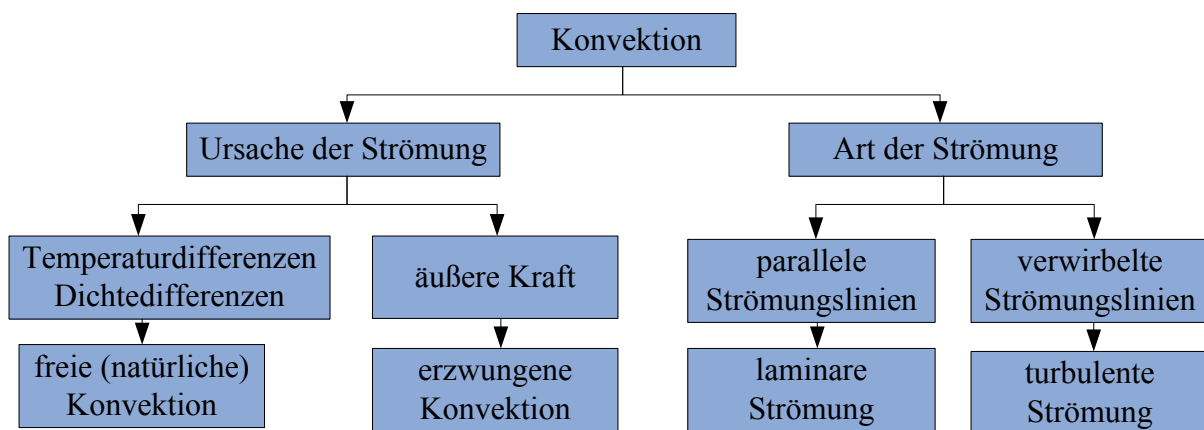


Bild 3.11: Bezeichnungen des konvektiven Wärmetransportes

Entsteht die Bewegung allein auf Grund von Dichte- bzw. Temperaturdifferenzen innerhalb des Fluids, so spricht man von einer freien oder natürlichen Konvektion. Wird die Bewegung des Fluids durch eine äußere Kraft, wie z. B. durch Pumpen oder Gebläse verursacht, so spricht man von einer erzwungenen Konvektion. Bei der Wärmeübertragung durch Konvektion an einer realen Anordnung der Elektroenergietechnik werden sich die Ursachen der Strömungen in den meisten Fällen überlagern [23].

Die Art der Strömung einer Konvektion wird durch die Geschwindigkeit der Bewegung im Fluid bestimmt. Als Beispiel wird die natürliche Konvektion an einer beheizten ebenen Wand betrachtet (**Bild 3.12**). Die Wand besitzt eine höhere Temperatur ϑ_w als das unbeeinflusste, umgebende Fluid mit der Temperatur ϑ_0 . Das unbeeinflusste Fluid soll sich nicht bewegen und besitzt die Strömungsgeschwindigkeit $u_0 = 0 \text{ m s}^{-1}$. Durch Wärmeleitung im Fluid wird sich in diesem eine Temperaturverteilung ausbilden, deren Folge Dichteunterschiede sind, die zur Bewegung der Fluidteilchen führen. Direkt an der Oberfläche der Wand werden die Fluidteilchen aufgrund von Adhäsionskräften an der Bewegung gehindert und die Strömungsgeschwindigkeit ist $u(x = 0) = 0 \text{ m s}^{-1}$. Mit zunehmendem Abstand x von der Wand

werden diese Kräfte geringer und die Strömung kann sich ausbilden. Die Strömungsgeschwindigkeiten werden abhängig von x größer. Mit zunehmendem Abstand zur Wand werden aber auch die Temperatur- bzw. Dichteunterschiede kleiner und der Antrieb für die Strömung geringer. Aus der Überlagerung dieser beiden Effekte ergibt sich die Temperatur- und Geschwindigkeitsverteilung an der beheizten Wand (**Bild 3.12**). Der Bereich, in dem sich die Temperatur mit dem Abstand x zur Wand ändert, wird als Temperaturgrenzschicht δ_θ und der Bereich, in dem sich die Strömungsgeschwindigkeit des Fluids ändert, als Strömungsgrenzschicht δ_u bezeichnet. Die Einteilung der Konvektion in einen Grenzschichtbereich und in einen unbeeinflussten äußeren Bereich wurde von LUDWIG PRANDTL 1904 erstmals beschrieben. Mit der Grenzschichttheorie gelingt es die Wärmeübertragung durch Konvektion allein durch die Betrachtung des Grenzschichtbereichs zu berechnen [21].

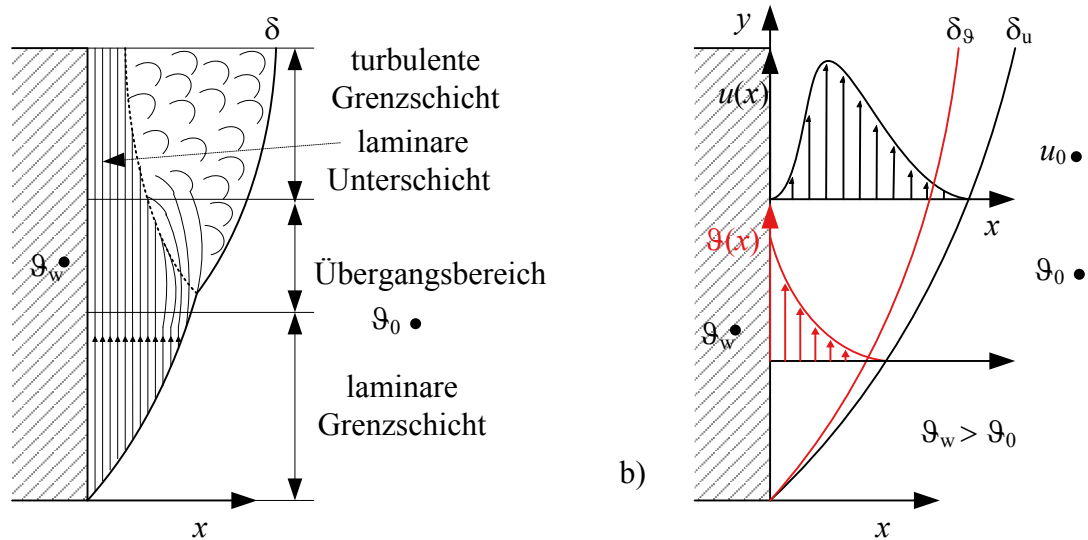


Bild 3.12: freie Konvektion an einer beheizten ebenen Wand

a) Aufbau des Strömungsprofils

b) Geschwindigkeit- $u(x)$ und Temperaturverteilung $\theta(x)$ in der Strömungs- δ_u und der Temperaturgrenzschicht δ_θ der laminaren Strömung

Die Strömungsgeschwindigkeit ändert sich jedoch nicht nur mit dem Abstand zur Wand, sondern auch entlang ihrer Höhe y . Am unteren Ende der Wand ist die Strömungsgeschwindigkeit Null. Mit größer werdender Höhe y wird auch die Geschwindigkeit der Strömung größer. Bei kleinen Geschwindigkeiten bewegen sich die Fluidteilchen parallel zur Wand (**Bild 3.12**), und es liegt eine laminare Strömung vor. Ab einer bestimmten Höhe erreichen die Fluidteilchen eine kritische Geschwindigkeit, und die Bewegung wird ungerichtet. Es bildet sich zunächst ein Übergangsbereich und mit größer werdender Geschwindigkeit eine vollkommen turbulente Strömung aus. Da durch die Adhäsionskräfte die Strömungsgeschwindigkeiten in Wandnähe sehr gering sind, bleibt auch bei einer voll entwickelten turbulenten Strömung eine laminare Unterschicht vorhanden.

Wärmeübergangskoeffizient

Der Wärmetransport bei der Wärmeübertragung durch Konvektion ist, wie am Beispiel der beheizten Wand gezeigt, von der Temperatur- und der Geschwindigkeitsverteilung im Fluid abhängig. Die Temperatur- und die Geschwindigkeitsverteilung beeinflussen sich gegenseitig. Der Zusammenhang zwischen den Temperatur- und Geschwindigkeitsprofilen des Wärmetransports durch Konvektion ist nicht trivial mathematisch beschreibbar. Es wird daher in der Regel auf den von NEWTON entwickelten Ansatz zur Beschreibung des Wärmeüberganges zurückgegriffen. Dieser beschreibt den von der Wand mit der Fläche A ins Fluid abgegebenen Wärmestrom P als eine Funktion der Potentialdifferenz, also einer Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen der Wand und dem unbeeinflussten Fluid, sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten α_{Ko}

$$P = \alpha_{\text{Ko}} A \Delta\vartheta = \alpha_{\text{Ko}} A (\vartheta_{\text{w}} - \vartheta_0) . \quad (3.41)$$

Gl. (3.41) ist die Definitionsgleichung des Wärmeübergangskoeffizienten α_{Ko} der Konvektion. Alle Eigenschaften des konvektiven Wärmetransportes sind darin enthalten. Das sind zum einen die Eigenschaften der Strömung mit den Temperatur- und Geschwindigkeitsverteilungen sowie der Geometrie des umströmten Körpers. Weiterhin enthält dieser Koeffizient die Stoffeigenschaften des Fluides, wie die Wärmeleitfähigkeit λ , die dynamische Viskosität η , die Dichte ρ , den Volumenausdehnungskoeffizienten β und die Wärmekapazität c

$$\alpha_{\text{Ko}} = f(u, t, \text{Geometrie}, \lambda, \eta, \rho, \beta, c) . \quad (3.42)$$

Die vornehmliche Aufgabe bei der Berechnung der Wärmeübertragung durch Konvektion ist es daher, den Wärmeübergangskoeffizienten α_{Ko} zu bestimmen [21] [23] [28]. Wie aus der Definition des konvektiven Wärmetransportes entnommen werden kann, müssen dafür die physikalischen Vorgänge der Wärmeleitung, des Massetransports, des Impulstransports und des Energietransports mathematisch beschrieben werden. Für die Wärmeleitung kann dies wieder mit dem Ansatz des FOURIERSCHEN Gesetzes der Wärmeleitung **Gl. (3.21)** erfolgen. Für den Transport von Masse werden aus den Bilanzgleichungen der Masse, des Impulses und der Energie die differentiellen Formen der Kontinuitätsgleichung, der Bewegungsgleichung und der Energiegleichung entwickelt [21] bis [24] und [28] bis [30]. Es ergibt sich ein System nichtlinearer partieller Differentialgleichungen, die unter dem Begriff der NAVIER–STOKES–Gleichungen zusammengefasst werden. Dieses Gleichungssystem ist das mathematische Modell der Strömungsmechanik und beschreibt zusammen mit dem FOURIERSCHEN Gesetz der Wärmeleitung die Wärmeübertragung durch Konvektion vollständig.

Eine analytische Lösung des Differentialgleichungssystems zur Berechnung der Strömung ist nur für sehr einfache Anordnungen (Wärmeabgabe einer ebenen Platte bei eindimensionaler

Strömung) möglich [30]. Für viele Fälle der Strömungsmechanik werden die NAVIER – STOKES – Gleichungen numerisch gelöst. Der Aufwand für die Modellierung und die Berechnung strömungsmechanischer Probleme ist jedoch auch heutzutage immer noch sehr zeit- und kostenintensiv.

Ähnlichkeitstheorie

Eine weitere Möglichkeit, die Wärmeübertragung durch Konvektion zu beschreiben, besteht darin, die durch experimentelle Untersuchungen an Modellanordnungen gewonnenen Kenntnisse über die physikalischen Strömungsvorgänge auf ähnliche Anordnungen zu übertragen. Ein einmal erzielttes Ergebnis kann verallgemeinert dann für eine Vielzahl von Problemstellungen angewendet werden. Diese aus der Geometrie bekannte Methode wurde als erstes von WILHEM NUßELT auf die konvektive Wärmeübertragung angewendet und ist als die Ähnlichkeitstheorie des Wärmeüberganges bekannt [21]. In der Ähnlichkeitstheorie geht man davon aus, dass ein physikalisches Problem unabhängig von den Dimensionen der physikalischen Größen und somit als eine Funktion kriterieller Gleichungen dimensionsloser Variablen, den Ähnlichkeitskriterien, zu formulieren ist [22] [24]. Die Ähnlichkeitskriterien beschreiben die einzuhaltenden Bedingungen für die physikalische Ähnlichkeit des konvektiven Wärmetransportes. Die kriteriellen Gleichungen beschreiben den Zusammenhang zwischen den Ähnlichkeitskriterien und der Lösung des Differentialgleichungssystems. Die Ähnlichkeitskriterien werden traditionell durch die ersten beiden Buchstaben bedeutender Forscher des Fachgebietes abgekürzt. Die Ähnlichkeit der Art der Strömung, laminar oder turbulent, wird durch die REYNOLDS-Zahl Re beschrieben. Sie kann als der Quotient aus der Trägheits- und Reibungskraft betrachtet werden

$$Re = \frac{u l_w}{\nu} = \frac{\rho u l_w}{\eta} = \frac{\rho u^2}{\eta u l_w^{-1}}. \quad (3.43)$$

Die in den Ähnlichkeitskriterien verwendete Größe l_w repräsentiert die geometrische Ausdehnung (in x -, y - oder z - Richtung) der Anordnung. Sie hat die Dimension einer Länge. Da hier diejenige Abmessung der Anordnung zur Anwendung kommt, die den konvektiven Wärmetransport am meisten beeinflusst, wird sie entweder als charakteristische Abmessung oder charakteristische Länge l_w bezeichnet [21]. Aus der FOURIERSCHEN Wärmeleitungsgleichung ergibt sich ein weiteres Ähnlichkeitskriterium, die NUSSELT-Zahl Nu . Sie beschreibt das Verhältnis des Wärmestromes verursacht durch Konvektion, zu einem Wärmestrom der mittels reiner Wärmeleitung durch eine Fluidschicht stattfindet

$$Nu = \frac{\alpha_{\text{Ko}} l_w}{\lambda} = \frac{\alpha_{\text{Ko}}}{\lambda l_w^{-1}}. \quad (3.44)$$

Eine NUSSELT-Zahl von $Nu = 1$ würde daher eine reine Wärmeleitung im Fluid kennzeichnen. Eine in der Erwärmungsberechnung häufig gebrauchte Form eines Ähnlichkeitskriteriums ist die PRANDTL-Zahl Pr [22]

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \nu \frac{\rho c_p}{\lambda}. \quad (3.45)$$

Sie ist eine reine Stoffgröße. Die kinematische Zähigkeit ν repräsentiert den Impulstransport durch Reibung und die Temperaturleitfähigkeit a die Wärmeleitung. Die PRANDTL-Zahl Pr verknüpft daher das Geschwindigkeitsfeld und das Temperaturfeld des konvektiven Wärmetransportes miteinander. Im Falle einer freien Konvektion ist die Geschwindigkeit u durch das Temperaturfeld vorgegeben. Die Re -Zahl wird eine Funktion der Geschwindigkeit. Die Geschwindigkeiten im Fluid sind jedoch in den seltensten Fällen bekannt. Das Ähnlichkeitskriterium der ARCHIMEDES-Zahl Ar beschreibt, ob eine freie oder eine erzwungene Konvektion vorliegt

$$Ar = \frac{g \beta \Delta \vartheta l_w}{u^2}. \quad (3.46)$$

Verbindet man die Ähnlichkeitskriterien Re und Ar erhält man das von der Geschwindigkeit unabhängige Kriterium der GRASHOF-Zahl Gr , das eine reine freie Konvektion charakterisiert [21]

$$Gr = Ar Re^2 = \frac{g \beta \Delta \vartheta l_w}{u^2} \left(\frac{u l_w}{\nu} \right)^2 = \frac{g \beta \Delta \vartheta l_w^3}{\nu^2}. \quad (3.47)$$

Für unterschiedliche Strömungen ergeben sich unterschiedliche zu erfüllende Ähnlichkeitskriterien und damit unterschiedliche kriterielle Gleichungen. Die kriterielle Gleichung zur Berechnung des Wärmeüberganges bei freier Konvektion muss der folgenden Form genügen [21] [22] [23]:

$$f(Gr, Pr, Nu) = 0. \quad (3.48)$$

Ist die Lösung für das Differentialgleichungssystem für eine erzwungene Konvektion gesucht, so ist die kriterielle Gleichung eine Funktion der Form:

$$f(Re, Pr, Nu) = 0. \quad (3.49)$$

Die bestimmte Form der kriteriellen Gleichungen

Der NEWTONsche Ansatz zur Berechnung des Wärmeüberganges erfordert die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α_{K0} . Die allgemeinen kriteriellen Gleichungen sind in diese Form aufzulösen. Der Wärmeübergangskoeffizient α_{K0} ist im Ähnlichkeitskriterium Nu enthalten. Die kriterielle Gleichung nimmt daher für die freie Konvektion die Form:

$$Nu = f(Gr, Pr) \quad (3.50)$$

und für die erzwungene Konvektion die Form:

$$Nu = f(Re, Pr) \quad (3.51)$$

an. Löst man Nu (Gl. (3.50) und (3.51)) nun nach der gesuchten Größe des Wärmeübergangskoeffizienten α_{K0} auf, so ergibt sich für die freie Konvektion:

$$\alpha_{K0, \text{frei}} = \frac{\lambda}{l_w} f(Gr, Pr) = \frac{\lambda}{l_w} Nu \quad (3.52)$$

und für die erzwungene Konvektion:

$$\alpha_{K0, \text{erzw.}} = \frac{\lambda}{l_w} f(Re, Pr) = \frac{\lambda}{l_w} Nu. \quad (3.53)$$

Der konkrete Zusammenhang zwischen den Ähnlichkeitskriterien wird aus dem Experiment einer Modellanordnung gewonnen. Empirisch gewonnene Zusammenhänge sind zweckmäßig als Potenzfunktionen darzustellen [23]. So wird für eine freie Konvektion häufig der Ansatz

$$Nu = c_1 (Gr Pr)^{n_1} \quad (3.54)$$

gewählt. Der gesuchte Wärmeübergangskoeffizient α_{K0} ist durch Einsatz der dimensions-behafteten Größen für die Ähnlichkeitskriterien formuliert mit:

$$\alpha_{K0, \text{frei}} = \frac{\lambda}{l_w} Nu = \frac{\lambda}{l_w} c_1 (Gr Pr)^{n_1} = \frac{\lambda}{l_w} c_1 \left(\frac{g \beta \Delta \vartheta l_w^3}{\nu^2} \nu \frac{\rho c_p}{\lambda} \right)^{n_1}. \quad (3.55)$$

Werden alle Stoffgrößen zum Stoffwertkoeffizienten k_s zusammengefasst, vereinfacht sich **Gl. (3.55)** weiter:

$$\alpha_{\text{Ko, frei}} = \frac{l_w}{\lambda} c_1 (k_s \Delta \vartheta l_w^3)^{n_1}. \quad (3.56)$$

Die im Stoffwertkoeffizienten k_s vereinten Stoffgrößen sind von der Temperatur und vom Druck abhängig. Somit muss auch k_s eine Funktion der Temperatur und des Drucks sein:

$$k_s = f(\vartheta_m, p) = \frac{g \beta \rho c_p}{\nu \lambda} = \frac{g \beta}{\nu^2} Pr. \quad (3.57)$$

Diese Funktion ist für unterschiedliche Fluide in der Literatur graphisch und tabellarisch hinterlegt [7] [9] [11]. Der Zusammenhang zwischen den Ähnlichkeitskriterien der freien Konvektion ist mit der Form der konkreten kriteriellen Gleichung (**Gl. (3.54)**) vorgegebenen. Für die experimentellen Untersuchungen an der Modellanordnung sind nun die dimensionsbehafteten Größen des Ähnlichkeitskriterium Nu abhängig vom Produkt der dimensionsbehafteten Größen aus $Gr Pr$ zu messen und darzustellen. Vorteilhaft lassen sich Potenzfunktionen durch Logarithmieren in Geradengleichungen umwandeln [23]

$$\lg Nu = \lg c_1 + n_1 \lg(Gr Pr). \quad (3.58)$$

Sind die Messwerte aus den Untersuchungen an der Modellanordnung, z. B. an einer beheizten ebenen senkrechten Platte, in ein doppeltlogarithmisches Diagramm übertragen (**Bild 3.13**), können der Faktor c_1 als der Schnittpunkt der Funktion mit der Ordinate bei eins und der Exponent n_1 als der Anstieg der Geraden ermittelt werden. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an den Modellanordnungen zeigen typischerweise eine Teilung der kriteriellen Gleichung. Für kleine $Gr Pr$ Werte ($\lg(Gr Pr) < 10^6$) ist eine laminare Strömung für den konvektiven Wärmetransport verantwortlich. Der Anstieg der Geraden führt zu einem charakteristischen Exponenten n_1 vom einem Viertel. Bei großen $Gr Pr$ Werten ($\lg(Gr Pr) > 10^9$) liegt eine turbulente Strömung dem konvektiven Wärmetransport zugrunde und der Exponent n_1 beträgt ein Drittel (**Bild 3.13**). Je nach Art der Quelle können in der Literatur die durch experimentelle Untersuchungen gewonnenen kriteriellen Gleichungen abhängig vom Modell und vom Untersuchungsbereich sehr unterschiedliche konkrete Formen annehmen [21] [22] [23] [27] [29] [31] [32]. Daher ist es für die Erwärmungsberechnung wichtig, die Bedingungen für die Ähnlichkeit zwischen dem Modell, mit dem die Gleichungen gewonnen wurden und der zu berechnenden Anordnung exakt einzuhalten. Mit den konkreten Formen der kriteriellen Gleichungen ist somit der Wärmeübergangskoeffizient α_{Ko} vollständig bestimmt.

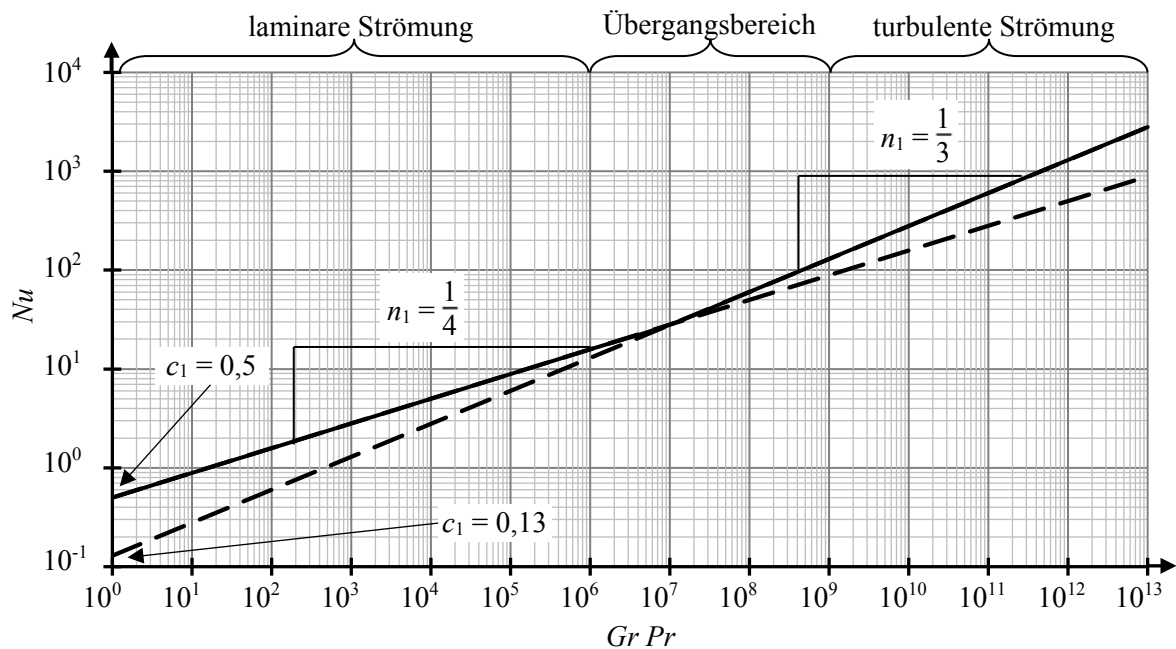


Bild 3.13: prinzipieller Zusammenhang der Ähnlichkeitskriterien Nu und dem Produkt aus $Gr Pr$ für den konvektiven Wärmeübergang bei freier Konvektion zur Bestimmung der konkreten kriteriellen Gleichung

Die durch Konvektion übertragene Wärmeleistung P_{K0} kann nun nach dem Ansatz von NEWTON (Gl. (3.41)) berechnet werden.

3.2.4 Wärmespeicherung

Die Zustandsgröße der Temperatur ϑ eines Körpers kann sich mit der Zeit t ändern. Um eine Temperaturänderung in einem Körper zu verursachen, muss sich die Wärmemenge des Körpers ändern. Wärme kann also in einem Körper gespeichert werden. Wie viel Wärme dQ einem Körper zu- oder abgeführt werden muss, um eine bestimmte Temperaturänderung $d\vartheta$ hervorzurufen, ist eine Stoffeigenschaft des Körpers und wird als thermische Kapazität oder Wärmekapazität C_{th} bezeichnet

$$C_{th} = \frac{dQ}{d\vartheta} \quad (3.59)$$

Um die Charakteristik einer Stoffeigenschaft zu verdeutlichen wird die Wärmekapazität C_{th} des Körpers auf dessen Masse M bezogen. Mit dem Zusammenhang zwischen der Masse M , der Dichte ρ und dem Volumen V des Körpers ergibt sich die spezifische Wärmekapazität c_{th}

$$c_{th} = \frac{1}{M} \frac{dQ}{d\vartheta} = \frac{1}{\rho V} \frac{dQ}{d\vartheta}. \quad (3.60)$$

Je nachdem, ob bei der Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität c_{th} die thermische Zustandsänderung bei konstantem Volumen oder konstantem Druck erfolgte, ist zwischen der isochoren c_v und der isobaren Wärmekapazität c_p zu unterscheiden. Die für die Erwärmung des Körpers benötigte Wärmeleistung P erhält man durch Umstellen der **Gl. (3.60)** nach der Wärmemenge dQ und dem Bezug auf die Zeiteinheit dt :

$$\frac{dQ}{dt} = \dot{Q} = P = \rho V c_{th} \frac{d\vartheta}{dt} . \quad (3.61)$$

3.2.5 Wärmetransport durch Massestrom

Auch innerhalb eines Fluides sorgt eine nicht homogene Temperaturverteilung für Dichteunterschiede und damit für Druckdifferenzen, die das Fluid in Bewegung versetzen. Ähnlich wie beim konvektiven Wärmeübergang können die Druckdifferenzen aber auch von außen durch z. B. Ventilatoren, Lüfter oder Pumpen auf das System wirken. Die in einem Volumenelement des Fluids gespeicherte Wärme wird durch das Gesamtvolumen transportiert. Da die thermische Energie an die Masse des Volumenelementes gebunden ist, spricht man hier vom Wärmetransport durch Massestrom. Wird der erste Hauptsatz der Thermodynamik auf ein offenes, ruhendes, stationäres System angewandt, an dem keine Arbeit verrichtet wird und in dem die Änderung der potentiellen und der kinetischen Energie vernachlässigt werden kann, so ergibt sich die Bilanzgleichung aus der von außen mit dem System ausgetauschten Wärmeleistung und der Summe der in das System durch Masseströme hinein und hinausgeführten Wärmeleistungen [21] und [22]. Die durch Masseströme transportierten Wärmeleistungen P sind für diesen Fall das Produkt aus den Masseströmen \dot{M} und der spezifischen Enthalpie h

$$\dot{Q} = P = \sum_{n=1}^k \dot{M}_{aus,n} h_{aus,n} - \sum_{n=1}^j \dot{M}_{ein,n} h_{ein,n} . \quad (3.62)$$

Alle eben genannten Bedingungen sind für das Beispiel des Strömungskalorimeters zutreffend (**Bild 3.14**). Durch die Heizwendel wird dem durch ein Rohr strömenden Fluid die Wärmeleistung P zugeführt. Damit ändert sich die Enthalpie h des Massestromes. Der Massestrom \dot{M} und der Druck p sind durch die beiden Öffnungen des Rohres konstant. Wird das Fluid durch die Wärmeleistung P nur gering erwärmt, so ist die Ausdehnung des Fluides zu vernachlässigen und die Änderung der Strömungsgeschwindigkeiten u am Ein- und Austritt sind gleich.

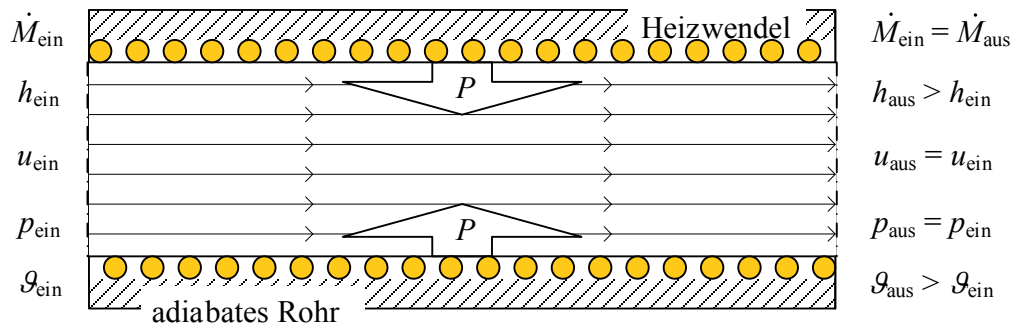


Bild 3.14: Prinzipskizze eines Strömungskalorimeters

Ist das Strömungskalorimeter zudem noch waagrecht angeordnet, so ergibt sich keine Änderung der potentiellen Energie des Fluids. Die Bilanzgleichung nach **Gl. (3.62)** vereinfacht sich zu:

$$P = \dot{M} (h_{\text{aus}} - h_{\text{ein}}) . \quad (3.63)$$

Mit der kalorischen Zustandsgleichung (**Gl. (3.63)**) für konstanten Druck lässt sich ein Zusammenhang mit der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Temperatur ϑ herstellen [33]

$$P = \dot{M} c_p (\vartheta_{\text{aus}} - \vartheta_{\text{ein}}) . \quad (3.64)$$

Die gebräuchliche Form der Gleichung zur Beschreibung des Transports von Wärmeleistung P durch Massestrom erhält man, wenn der Massestrom \dot{M} durch das Produkt aus der Dichte ρ des Fluides und dem Volumenstrom \dot{V} ersetzt und eine allgemeine Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ eingeführt wird

$$P = \rho \dot{V} c_p \Delta\vartheta . \quad (3.65)$$

Ist der Massestrom \dot{M} bzw. der Volumenstrom \dot{V} nur das Resultat aus den Unterschieden der Dichten ρ_i (Dichte des erwärmten Fluides im Inneren eines Gehäuses) und ρ_0 (Dichte des unbeeinflussten Fluides außerhalb des Gehäuses) also dem thermischen Auftrieb über der Höhe h innerhalb des Fluides, so spricht man von einer natürlichen Belüftung von Geräten und Anlagen. Der Volumenstrom wird durch die Druckdifferenz Δp

$$\Delta p = g h (\rho_i - \rho_0) \quad (3.66)$$

angetrieben.

3.3 Erwärmungsberechnung mit Wärmenetzen

3.3.1 Methode der Wärmenetze

Die Grundlage zur Berechnung der Erwärmung von Betriebsmitteln der Elektroenergietechnik bildet die Leistungsbilanz aus den in einem Betriebsmittel erzeugten und gespeicherten sowie aus den Betriebsmittel durch Wärmetransport zu- und abgeführten Wärmeleistungen. Die physikalischen Vorgänge zur Erzeugung von Verlustleistungen sowie zur Speicherung und Übertragung der Leistungen sind mathematisch durch Differentialgleichungen beschreibbar. Die Lösung eines solchen Gleichungssystems auf analytischem Weg ist jedoch nur für geometrisch sehr einfache Körper, wie z. B. runde oder rechteckige Stromschienen, und für stark einschränkende Randbedingungen, z. B. konstante Wärmestromquellen, möglich. Für komplexere geometrische Gebilde, z. B. kompakte Leistungsschalter, und weniger einschränkende Randbedingungen müssen die Differentialgleichungen durch z. B. numerische Methoden gelöst werden. Ist aber die Erwärmung nicht nur für einzelne Betriebsmittel zu berechnen, oder sind Parameterstudien zu verschiedenen Einflussfaktoren durchzuführen, so ist der Aufwand der Modellbildung und die benötigte Rechenzeit heute noch sehr hoch. Eine andere Möglichkeit zur Berechnung der Erwärmung bietet die Methode der Wärmenetze. Wie aus den Beschreibungen des Wärmetransportes (s. **Kap. 3.2**) zu entnehmen ist, kann das Temperaturfeld als ein Potentialfeld betrachtet werden. Die Differenz zwischen den Potenzialen liefert im elektrischen Feld die Spannung V und im thermischen Feld die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$. Die Flussgröße ist im elektrischen Feld der Strom I und im thermischen Feld die Wärmeleistung P . Es besteht demnach eine Analogie zwischen den Größen des elektrischen und des thermischen Strömungsfeldes (**Tabelle 3.1**). Die Prozesse der Erzeugung und des Transports von Wärmeleistung können daher analog einem elektrischen Netzwerk mit thermischen Netzwerken beschrieben werden. Die Wärmenetze bestehen aus den Quellen und Senken für die Wärmeleistungen, den Wärmewiderständen für den Wärmetransport und den Wärmekapazitäten zur Wärmespeicherung. Die Prozesse der Erzeugung und des Transports von Wärmeleistung sind von der Temperatur abhängig und die Wärmenetze damit nicht linear. Eine Berechnung der Wärmenetze muss deshalb iterativ erfolgen z. B. mit dem Knotenpunktverfahren. Für eine genaue Modellierung der Erwärmung mit Hilfe von Wärmenetzen ist das Betriebsmittel in n Abschnitte zu unterteilen, die die Knotenpunkte des Netzwerkes repräsentieren. Im ersten Iterationsschritt $i = 1$ sind für eine bestimmte Temperaturverteilung zunächst die Wärmequellen für die erzeugten Verlustleistungen $P(\mathcal{G}_{i=1})$ in jedem Abschnitt zu bestimmen. Danach werden die Wärmewiderstände R_{th} für den Wärmetransport und die Wärmekapazitäten C_{th} zur Wärmespeicherung zwischen den Knoten des Netzwerkes ermittelt und die fließenden Wärmeleistungen bzw. Temperaturdifferenzen $\Delta\mathcal{G}_{i=1}$ berechnet.

Tabelle 3.1: Analogie der Größen des elektrischen und des thermischen Strömungsfeldes

	elektrisches Feld		thermisches Feld	
	Größe	Symbol / Einheit	Größe	Symbol / Einheit
Potential	elektr. Potential	φ / V	Temperatur	$\vartheta / ^\circ\text{C}$
Potentialdifferenz	Spannung	U / V	Temperaturdifferenz	$\Delta\vartheta / \text{K}$
Energie	elektr. Energie	$W / \text{W s}$	Wärme	$Q / \text{W s}$
Fluss	elektr. Strom	I / A	Wärmefluss bzw. Wärmeleistung	P / W
Flussdichte	Stromdichte	$J / \text{A m}^{-2}$	Wärmeflussdichte	$p / \text{W m}^{-2}$
bezogene Kapazität	Permittivität	$\varepsilon / \text{A s V}^{-1} \text{m}^{-1}$	spez. Wärmekapazität	$c_{\text{th}} / \text{W K}^{-1} \text{kg}^{-1}$
Kapazität	elektr. Kapazität	$C / \text{A s V}^{-1}$	thermische Kapazität	$C_{\text{th}} / \text{W K}^{-1}$
bezogene Leitfähigkeit	spezifische elektr. Leitfähigkeit	$\kappa / \Omega^{-1} \text{m}^{-1} = \text{A V}^{-1} \text{m}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit	$\lambda / \text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Widerstand	elektr. Widerstand	$R / \Omega = \text{V A}^{-1}$	therm. Widerstand	$R_{\text{th}} / \text{K W}^{-1}$

Aus einer Referenztemperatur, z. B. der gemessenen Umgebungstemperatur ϑ_0 , und den Temperaturdifferenzen über den Widerständen ergibt sich die Temperaturverteilung im Wärmenetz für den nächsten Iterationsschritt. Die Iterationen sind so lange zu wiederholen, bis die Temperaturänderung zwischen den Iterationen einen festgelegten Wert nicht überschreitet.

3.3.2 Netzwerkelemente

Als Quellen in den thermischen Netzwerken stehen zum einen die Leistungsquellen zur Verfügung, die die bei der Übertragung von Elektroenergie erzeugte Verlustleistung (Gln. (3.1), (3.3), (3.7), und (3.16)) als Flussgröße in das Wärmenetz einspeisen. Zum anderen dienen Temperaturquellen dazu, die Temperatur, eine Potentialdifferenz zum Potential von 0°C , an verschiedenen Knotenpunkten im Wärmenetz zu definieren. In elektrischen Netzwerken wird der Quotient aus der Potentialdifferenz, der Spannung U , und der Flussgröße, dem Strom I , als elektrischer Widerstand R bezeichnet. Analog gilt dies für das Wärmenetz.

Der Quotient aus der Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta$ und dem Wärmefluss P ergibt den thermischen Widerstand R_{th}

$$R_{\text{th}} = \frac{\Delta \vartheta}{P} \quad (3.67)$$

Für den eindimensionalen Wärmestrom, berechnet mit der Wärmeleitungsgleichung nach FOURIER **Gl. (3.23)**, ist der thermische Widerstand R_{th} der Wärmeleitung einer ebenen Wand (**Bild 3.5**) der Dicke d , der Fläche A und der Wärmeleitfähigkeit λ dann anzugeben mit:

$$R_{\text{th}} = R_{\text{L,W}} = \frac{\Delta \vartheta}{P} = \frac{d}{\lambda A} , \quad (3.68)$$

und für eine koaxiale Zylinderanordnung (**Bild 3.6**) mit der Länge l des Zylinders als auch dem inneren r_i sowie dem äußeren Radius r_a ist der thermische Widerstand R_{th} :

$$R_{\text{th}} = R_{\text{L,Zyl}} = \frac{\Delta \vartheta}{P} = \frac{1}{\lambda 2 \pi l} \ln \frac{r_a}{r_i} . \quad (3.69)$$

Formt man den allgemeinen NEWTONSCHEN Ansatz zur Berechnung des Wärmeüberganges

$$P = \alpha A \Delta \vartheta \quad (3.70)$$

nach der Definitionsgleichung des thermischen Widerstandes **Gl. (3.67)** um, so folgt daraus der allgemeine Wärmewiderstand $R_{\text{th ü}}$ des Wärmeübergangs

$$R_{\text{th ü}} = \frac{\Delta \vartheta}{P} = \frac{1}{\alpha A} . \quad (3.71)$$

Für den Wärmeübergang durch Strahlung ist die von der Fläche A_1 zur Fläche A_2 durch Strahlung übertragene Wärmeleistung P_s (**Gl. (3.36)**) in die Gleichung des allgemeinen Wärmewiderstandes (**Gl. (3.71)**) einzusetzen

$$R_s = \frac{\Delta \vartheta_{12}}{P_s} = \frac{\Delta \vartheta_{12}}{\varepsilon_{12} A_1 C_s \cdot 10^{-8} [T_1^4 - T_2^4]} = \frac{1}{\alpha_s A_1} . \quad (3.72)$$

Aus dieser Gleichung ist der Wärmeübergangskoeffizient α_s der Strahlung, als Funktion des resultierenden Emissionsgrades ε_{12} , dem Strahlungskoeffizienten C_s des ideal „Schwarzen Körpers“ und der absoluten Temperaturen T_1 und T_2 der Wärmeleistungen austauschenden Flächen zu entwickeln

$$\alpha_s = \frac{\varepsilon_{12} A_1 C_s \cdot 10^{-8} [T_1^4 - T_2^4]}{\Delta \vartheta_{12}}, \quad (3.73)$$

der ein Maß für die Güte des Wärmeüberganges darstellt. Den Wärmeübergangskoeffizienten α_{Ko} der Konvektion gewinnt man mit dem Ähnlichkeitskriterium Nu nach NUSSELT, der charakteristischen Länge l_w und der Wärmeleitfähigkeit λ des Fluides aus **Gl. (3.44)**. Für den Wärmewiderstand der Konvektion R_{Ko} wird zudem noch die beim Wärmeübergang zwischen dem Körper mit der Temperatur ϑ_1 und dem umgebenden Fluid mit der Temperatur ϑ_0 wirksame Fläche A_{Ko} des Körpers benötigt:

$$R_{Ko} = \frac{\Delta \vartheta_{10}}{P_{Ko}} = \frac{\Delta \vartheta_{10}}{Nu \lambda / l_w A_{Ko} \Delta \vartheta_{10}} = \frac{1}{\alpha_{Ko} A_{Ko}}. \quad (3.74)$$

Befindet sich zwischen zwei Festkörpern spaltförmigen Hohlräumen mit einem Fluid, so wird Wärme ebenfalls durch Konvektion übertragen. Die Strömung ist jedoch so stark behindert, dass der Anteil der Wärmeleitung am konvektiven Wärmeübergang dominiert. Ist der Spalt oben und unten geschlossen, so kann der Wärmeübergang mathematisch äquivalent als Wärmeleitung betrachtet werden [9] und [11]. Für den Widerstand $R_{\ddot{a}q}$ der äquivalenten Wärmeleitung

$$R_{\ddot{a}q} = \frac{s}{\lambda_{\ddot{a}q} A} \quad (3.75)$$

wird die Breite s des Spaltes zwischen den beiden Festkörpern und die äquivalente Wärmeleitung $\lambda_{\ddot{a}q}$ benötigt. Die Ähnlichkeitsbeziehungen zum Berechnen der äquivalenten Wärmeleitung $\lambda_{\ddot{a}q}$

$$\lambda_{\ddot{a}q} = c_1 \lambda [k_s \Delta \vartheta s^3]^{n_1}. \quad (3.76)$$

sind, abhängig von der Art des Spaltes (waagrecht, senkrecht oder schräg), der Literatur zu entnehmen [9], [11] und [32].

Wird Wärme durch einen Masse- bzw. Volumenstrom transportiert, so kann aus den Gln. (3.65) und (3.67) der Wärmewiderstand R_V für den Wärmetransport durch Volumenstrom entwickelt werden

$$R_V = \frac{1}{\rho c_p \dot{V}}. \quad (3.77)$$

4 Grundlagen zur Stromverdrängung

Als Stromverdrängung wird im Allgemeinen eine über den Querschnitt eines elektrischen Leiters nicht homogen verteilte Stromdichte bezeichnet. Deren Ursache sind die durch veränderliche Magnetfelder im Leiter induzierten Spannungen, die Wirbelströme im Leiter antreiben. Werden diese Spannungen nur durch das eigene, veränderliche Magnetfeld des Leiters hervorgerufen, so spricht man vom „Skin-Effekt“. In diesem Fall ist die Stromdichte in der Nähe der Oberfläche des Leiters erhöht. Überlagern sich in einem Leiter mehrere veränderliche Magnetfelder benachbarter Leiter mit Strömen unterschiedlicher Phasenlage, so spricht man vom „Proximity-Effekt“. Zur Berechnung der Wirbelströme müssen die Gleichungen des elektromagnetischen Feldes nach MAXWELL gelöst werden.

4.1 Stromdichteverteilung im Vollzylinder

Anschaulich kann die Stromdichteverteilung an einem geraden zylindrischen Leiter mit kreisförmiger Grundfläche berechnet werden [17], [18] und [34]. Der Strom I fließt in longitudinaler Richtung durch den Zylinder mit der kreisförmigen Querschnittsfläche A (Bild 4.1). Die magnetische Feldstärke \vec{H} und die Stromdichte \vec{J} sind nur vom Radius r abhängig.

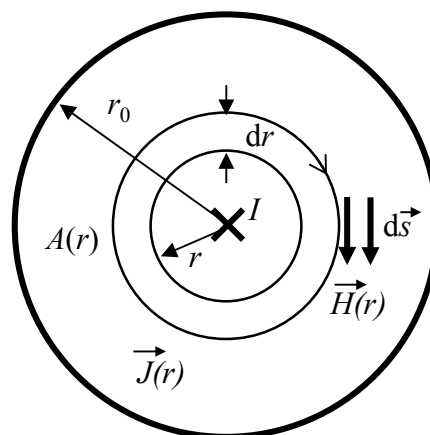


Bild 4.1: Kreisquerschnitt des zylindrischen Leiters

Das Durchflutungsgesetz besagt, dass sich um einen elektrischen Strom ein Magnetfeld ausbildet. Das Integral entlang des Randes s der Fläche A über der magnetischen Feldstärke \vec{H} ist gleich dem gesamten durch die Fläche A fließenden Strom bzw. der gesamten Stromdichte \vec{J} in der Querschnittsfläche A . Handelt es sich dabei um ein sich zeitlich nur langsam veränderliches Feld (z. B. 50 Hz), so kann die zeitliche Änderung der Verschiebungsflussdichte vernachlässigt werden

$$\int_s \vec{H} \, d\vec{s} = \int_A \vec{J} \, d\vec{A} \quad . \quad (4.1)$$

Wird das Durchflutungsgesetz **Gl. (4.1)** auf den zylindrischen Leiter angewendet, kann man als Integrationsweg s den konzentrischen Kreis einer Feldlinie der magnetischen Feldstärke \vec{H} wählen. Auf diesem Integrationsweg ist \vec{H} konstant

$$2 \pi r H(r) = 2 \pi \int^r J(r) r \, dr \quad . \quad (4.2)$$

Nach dem Radius r differenziert erhält man:

$$\frac{\partial H(r)}{\partial r} + \frac{1}{r} H(r) = J(r) \quad . \quad (4.3)$$

Die Differentiation nach der Zeit t ergibt für das Durchflutungsgesetz:

$$\frac{\partial^2 H(r)}{\partial r \partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial H(r)}{\partial t} = \frac{\partial J(r)}{\partial t} \quad . \quad (4.4)$$

Das Induktionsgesetz bringt zum Ausdruck, dass ein sich änderndes magnetisches Feld ein elektrisches Feld verursacht, dass dem Ursprung seiner Entstehung entgegenwirkt. Das Integral entlang des Randes s der Fläche A über der elektrischen Feldstärke \vec{E} ist gleich dem die Fläche durchsetzenden zeitlich veränderlichen magnetischen Fluss $\partial \vec{B} / \partial t$

$$\int_s \vec{E} \, d\vec{s} = - \int \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \, dA \quad . \quad (4.5)$$

Betrachtet man eine Rechteckfläche A in der Längsebene des stromdurchflossenen Kreiszyinders, deren Seiten zum einen mit der Längsachse und zum anderen parallel im Abstand r von der Längsachse verlaufen, so wird diese von der Induktion \vec{B} senkrecht durchsetzt (**Bild 4.2**). Der Vektor der elektrischen Feldstärke $\vec{E}(r)$ weist nur in Richtung der Längsachse. Wird das Induktionsgesetz **Gl. (4.5)** auf diese Rechteckfläche angewendet, so

bleiben für das Integral entlang des Randes s nur die elektrische Feldstärke $E(r=0)$ im inneren des Zylinders und $E(r)$ auf dem parallelen Rand im Abstand r übrig.

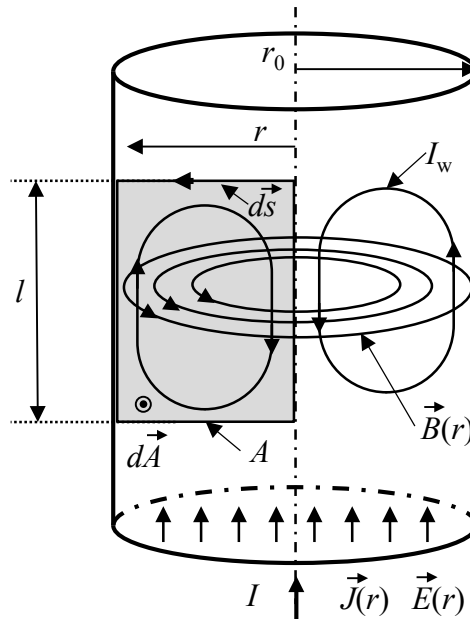


Bild 4.2: Induktionsschleife im zylindrischen Leiter

Durch die Materialeigenschaften sind die Größen der elektromagnetischen Felder miteinander verknüpft. Sind die elektromagnetischen Eigenschaften der Materialien feld- und zeitunabhängig, so verbinden die Permeabilität μ die Induktion und die magnetische Feldstärke linear miteinander

$$\vec{B} = \mu \vec{H} = \mu_r \mu_0 \vec{H} . \quad (4.6)$$

Das Induktionsgesetz **Gl. (4.5)** wird mit den genannten Bedingungen zu:

$$E(r=0) l - E(r) l = -\mu l \frac{\partial}{\partial t} \int_0^r H(r) dr . \quad (4.7)$$

Die elektrische Feldstärke $E(r=0)$ ist keine Funktion des Radius r . Wird **Gl. (4.7)** nach r differenziert, so erhält man:

$$\frac{\partial E(r)}{\partial r} = \mu \frac{\partial H(r)}{\partial t} . \quad (4.8)$$

Die elektrische Leitfähigkeit κ des Materials verbindet die elektrische Feldstärke und die Stromdichte miteinander

$$\vec{J} = \kappa \vec{E} . \quad (4.9)$$

Wird **Gl. (4.8)** nach der magnetischen Feldstärke umgestellt, ergibt sich:

$$\frac{\partial H(r)}{\partial t} = \frac{1}{\mu \kappa} \frac{\partial J(r)}{\partial r} . \quad (4.10)$$

Verbindet man das Durchflutungsgesetz nach **Gl. (4.4)** mit dem Induktionsgesetz nach **Gl. (4.10)**, so erhält man die differentielle Beschreibung der Stromdichte im zylindrischen Leiter

$$\frac{\partial^2 J(r)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial J(r)}{\partial r} = \mu \kappa \frac{\partial J(r)}{\partial t} . \quad (4.11)$$

Größen mit sich zeitlich sinusförmig änderndem Verlauf können als komplexe Funktionen wie folgt dargestellt werden:

$$\underline{J}(t) = \sqrt{2} \underline{J} e^{j\omega t} . \quad (4.12)$$

Die zeitliche Differentiation von **Gl. (4.12)** ergibt:

$$\frac{\partial \underline{J}(t)}{\partial t} = j\omega \sqrt{2} \underline{J} e^{j\omega t} = j\omega \underline{J}(t) . \quad (4.13)$$

Die komplexe Darstellung der Stromdichte nach **Gl. (4.13)** ergibt **Gl. (4.11)**:

$$\frac{\partial^2 \underline{J}(r,t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \underline{J}(r,t)}{\partial r} = j\omega \mu \kappa \underline{J}(r,t) . \quad (4.14)$$

Fasst man nun noch die Kreisfrequenz ω und die Materialeigenschaften μ und κ entsprechend **Gl. (4.15)**

$$k'^2 = -j\omega \mu \kappa \quad (4.15)$$

zusammen, erhält man die Differentialgleichung

$$\frac{\partial^2 \underline{J}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \underline{J}}{\partial r} + k'^2 \underline{J} = 0 . \quad (4.16)$$

Diese Differentialgleichung beschreibt die Stromdichteverteilung im zylindrischen Leiter vollständig [17] [18]. Sie hat die Form einer BESSEL'schen Differentialgleichung der Ordnung Null. Deren Lösung erfolgt durch Zylinderfunktionen, die als Besselfunktionen bekannt sind [35]. Für die Stromdichte im zylindrischen Leiter gilt, dass sie auch an der Stelle von $r=0$ endlich sein muss. Diese Bedingung wird mit der Lösung der Besselfunktionen $J_0(k' r)$ erster Gattung der Ordnung Null erfüllt. Sie ist durch die Potenzreihe

$$J_0(k' r) = 1 - \frac{1}{1!^2} \left(\frac{k' r}{2} \right)^2 + \frac{1}{2!^2} \left(\frac{k' r}{2} \right)^4 - \frac{1}{3!^2} \left(\frac{k' r}{2} \right)^6 + \dots \quad (4.17)$$

definiert. Die Lösung der Differentialgleichung **Gl. (4.16)** lautet:

$$\underline{J}(r, t) = a J_0(k' r). \quad (4.18)$$

Um die Integrationskonstante a bestimmen zu können, nutzt man das Induktionsgesetz nach **Gl. (4.10)** und beschreibt die zeitliche Differentiation der magnetischen Feldstärke in komplexer Form.

$$\frac{\partial \underline{H}(r, t)}{\partial t} = j \omega \underline{H}(r, t) = \frac{1}{\mu \kappa} \frac{\partial \underline{J}(r, t)}{\partial r}. \quad (4.19)$$

Die Differentiation der Besselfunktionen $J_0(k' r)$ erster Gattung der Ordnung Null

$$\frac{d J_0(k' r)}{dr} = -k' J_1(k' r) \quad (4.20)$$

führt zur Besselfunktionen $J_1(k' r)$ erster Gattung erster Ordnung.

$$J_1(k' r) = \frac{k' r}{2} \left[1 - \frac{\left(\frac{k' r}{2} \right)^2}{1!2!} + \frac{\left(\frac{k' r}{2} \right)^4}{2!3!} - \frac{\left(\frac{k' r}{2} \right)^6}{3!4!} + \dots \right]. \quad (4.21)$$

Die Lösung für die magnetische Feldstärke im zylindrischen Leiter lautet:

$$\underline{H}(t, r) = -a \frac{k'}{j \omega \mu \kappa} J_1(k' r). \quad (4.22)$$

Wird das Durchflutungsgesetz auf den zylindrischen Leiter mit dem Radius r_0 angewendet, so ist das Ergebnis:

$$\underline{H}(t, r_0) = \frac{I}{2 \pi r_0}. \quad (4.23)$$

Gleichgesetzt mit **Gl. (4.22)** erhält man die Integrationskonstante a zu:

$$a = -\frac{j \omega \mu \kappa}{2 \pi r_0 k'} \frac{1}{J_1(k' r_0)}. \quad (4.24)$$

Die Lösung für die Besselsche Differentialgleichung zur Beschreibung der Stromdichte im zylindrischen Leiter abhängig vom Radius r ist:

$$\underline{J}(r) = \frac{k' I}{2 \pi r_0} \frac{J_0(k' r)}{J_1(k' r_0)}. \quad (4.25)$$

Die elektrische Feldstärke verteilt sich im zylindrischen Leiter entsprechend:

$$\underline{E}(r) = \frac{k' I}{2 \pi r_0} \frac{1}{\kappa} \frac{J_0(k' r)}{J_1(k' r_0)}. \quad (4.26)$$

4.2 Stromverdrängung und der Leistungsfaktor k

Die Stromdichte im zylindrischen Leiter ist durch **Gl. (4.25)** beschrieben. Ist das Produkt $k' r$ sehr klein, z. B. bei sehr kleinen Frequenzen oder bei sehr kleinen Radien der Leiter, so bleiben für die Besselfunktionen nur

$$J_0(k' r) \approx 1 \quad (4.27)$$

und

$$J_1(k' r_0) \approx \frac{1}{2} k' r_0 \quad (4.28)$$

übrig [35]. Nach **Gl. (4.25)** ist die Stromdichte nun nicht mehr vom Radius r , sondern nur vom Quotient aus Strom und der Querschnittsfläche des zylindrischen Leiters abhängig

$$\underline{J} = \frac{I}{\pi r_0^2}. \quad (4.29)$$

Wird das Produkt $k' r$ groß, z. B. bei hohen Frequenzen oder großen Leiterquerschnitten, so findet man als Näherung für die Besselfunktionen [17], [18] und [36]:

$$|J_0(k' r)| = |J_1(k' r)| \approx \frac{e^{\frac{r \sqrt{\omega \mu \kappa}}{\sqrt{2}}}}{\sqrt{2 \pi k' r}} \quad (4.30)$$

Der Betrag der Stromdichte im zylindrischen Leiter wird nach **Gl. (4.25)** mit dieser Näherung zu:

$$|\underline{J}(r)| = \frac{I}{2 \pi r_0} \sqrt{\omega \mu \kappa} \sqrt{\frac{r_0}{r}} e^{-(r_0 - r) \sqrt{f \pi \mu \kappa}}. \quad (4.31)$$

Mit Hilfe der Gln. (4.29) und (4.31) erkennt man den Zusammenhang der Stromdichte im zylindrischen Leiter abhängig vom Radius r aus **Gl. (4.25)** deutlich. Wird ein massiver Leiter mit Gleichstrom belastet, so verteilt sich die Stromdichte homogen über den gesamten Querschnitt (**Bild 4.3**).

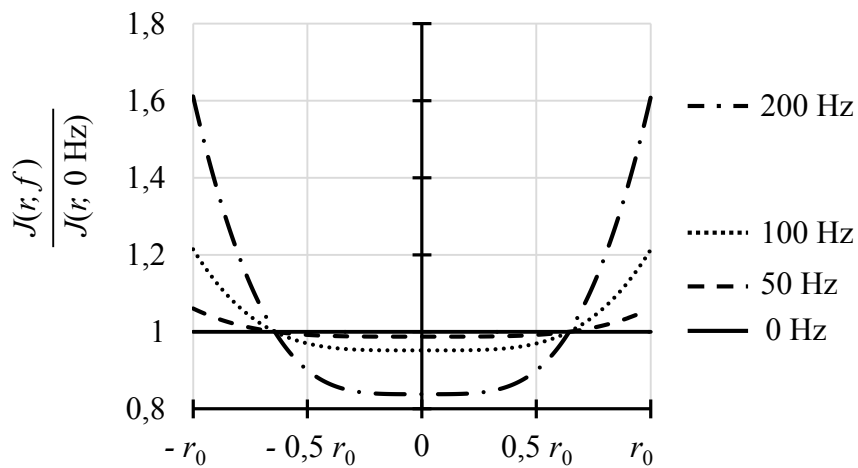


Bild 4.3: bezogene Stromdichteverteilung im zylindrischen Leiter (Kupfer), abhängig von der Frequenz

Wird der massive Leiter mit Wechselstrom belastet, so verteilt sich mit größer werdender Frequenz die Stromdichte zunehmend inhomogener. Die Stromdichte nimmt vom Rand r_0 des Leiters nach innen exponentiell ab, sodass bei hohen Frequenzen nahezu der gesamte Strom in einer sehr dünnen Schicht an der Oberfläche des Leiters fließt. Der im Leiter fließende Strom

dringt nicht vollständig in den gesamten Querschnitt des Leiters ein. Daher trägt dieses Phänomen die Bezeichnung „Skin-Effekt“ [17], [18]. Die Größe dieser Schicht wird als Eindringtiefe bezeichnet und ist von der elektrischen Leitfähigkeit κ , der Kreisfrequenz ω und der Permeabilität μ abhängig

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \kappa}} = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu \kappa}}. \quad (4.32)$$

Eine noch deutlichere Beschreibung dieses Effekts gelingt, indem man den Zeitverlauf der Stromdichte betrachtet. Dazu ist die komplexe Stromdichteverteilung im Zylinder nach **Gl. (4.25)** mit der Zeitfunktion $e^{j\omega t}$ zu multiplizieren und die eingeführte Eindringtiefe δ nach **Gl. (4.32)** zu berücksichtigen

$$\underline{J}(r, t) = \frac{I}{\sqrt{2} \pi r_0 \delta} \sqrt{\frac{r_0}{r}} e^{\frac{-(r_0-r)}{\delta}} e^{j\left(\omega t - \frac{(r_0-r)}{\delta} + \frac{\pi}{4}\right)}. \quad (4.33)$$

Auf den Wert $\underline{J}(r_0, t = 0)$ der Stromdichte am Rand r_0 des Zylinders zum Startzeitpunkt $t = 0$ s bezogen, ergibt sich unter der Bedingung, dass der Radius r_0 des Zylinders wesentlich größer als die Eindringtiefe δ gewählt wird, der Zeitverlauf der bezogenen Stromdichte zu [36] [37]:

$$\frac{\underline{J}(r, t)}{\underline{J}(r_0, t = 0 \text{ s})} = \sqrt{\frac{r_0}{r}} e^{\frac{-(r_0-r)}{\delta}} e^{j\left(\omega t - \frac{(r_0-r)}{\delta}\right)}. \quad (4.34)$$

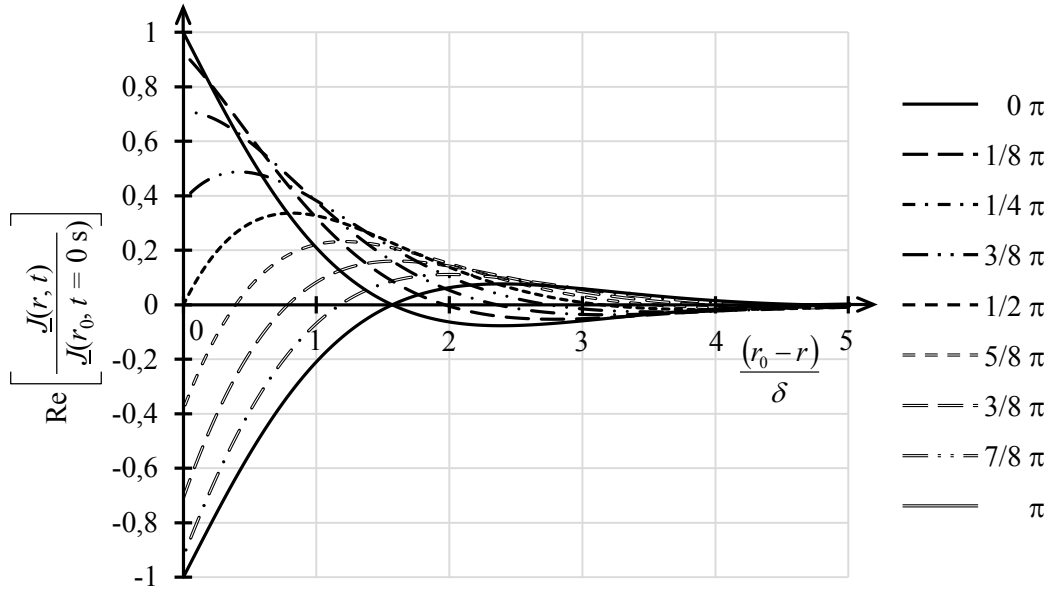


Bild 4.4: bezogene Stromdichte entlang des Radius r eines zylindrischen Leiters zu verschiedenen Zeitpunkten (Leiterradius $r_0 \gg$ Eindringtiefe δ)

Man erkennt deutlich, dass der Strom zunächst am Rand des Leiters zu fließen beginnt und dann mit fortschreitender Zeit in Form einer gedämpften Welle von außen ins Innere des Leiters eindringt (**Bild 4.4**). Ausführlich wird dieser Prozess des Eindringens der quasistationären Felder in einen Leiter in der Literatur unter dem Begriff der Felddiffusion erläutert. Dafür werden aus den MAXWELL'schen Gleichungen die vektoriellen Diffusionsgleichungen z. B. für die elektrische und die magnetische Feldstärke entwickelt und für spezielle Fälle (unendlicher Halbraum, Zylinderanordnung) gelöst [36].

Anders betrachtet kann man sagen, dass der für den Stromtransport in einem Leiter zur Verfügung stehende Querschnitt mit zunehmender Frequenz kleiner wird. Wird der Leiterquerschnitt geringer, so vergrößert sich der elektrische Widerstand (**Gl. (3.2)**). Der komplexe elektrische Widerstand \underline{Z} setzt sich aus dem Wechselstromwiderstand R_{\sim} und der Induktivität L zusammen. Für ein Stück der Länge l des zylindrischen Leiters ist \underline{Z} der Quotient aus der Spannung \underline{U} und dem Strom \underline{I} , wobei die Spannung durch die elektrische Feldstärke $\underline{E}(r_0)$ ausgedrückt werden kann

$$\underline{Z} = R_{\sim} + j \omega L = \frac{\underline{U}}{\underline{I}} = \frac{\underline{E}(r_0) l}{\underline{I}}. \quad (4.35)$$

Die elektrische Feldstärke $\underline{E}(r_0)$ an der Zylinderoberfläche ist durch **Gl. (4.26)** vorgegeben. Der komplexe elektrische Widerstand \underline{Z} wird durch die Besselfunktionen (**Gl. (4.17)** und **(4.21)**) beschrieben.

$$\underline{Z} = R_{\sim} + j \omega L = \frac{k'}{2 \pi r_0} \frac{l}{\kappa} \frac{J_0(k' r_0)}{J_1(k' r_0)} \quad (4.36)$$

Der elektrische Widerstand R_{\sim} des zylindrischen Leiters bei einer Gleichstrombelastung ist:

$$R_{\sim} = \frac{l}{\kappa \pi r_0^2}. \quad (4.37)$$

Wird der komplexe elektrische Widerstand \underline{Z} auf diesen Gleichstromwiderstand R_{\sim} bezogen

$$\frac{\underline{Z}}{R_{\sim}} = \frac{R_{\sim} + j \omega L}{R_{\sim}} = \frac{k' r_0}{2} \frac{J_0(k' r_0)}{J_1(k' r_0)}, \quad (4.38)$$

die Division der Potenzreihen mittels Koeffizientenvergleich durchgeführt und wird noch

$$x = \frac{k'}{\sqrt{-j} \sqrt{2}} = \frac{r_0}{2} \sqrt{\pi f \mu \kappa} \quad (4.39)$$

zusammengefasst, so erhält man den bezogenen komplexen elektrischen Widerstand als Reihenfunktion

$$\frac{\underline{Z}}{R_{\sim}} = \frac{R_{\sim} + j \omega L}{R_{\sim}} = 1 - \frac{1}{2} (\sqrt{-j} \sqrt{2} x)^2 - \frac{1}{12} (\sqrt{-j} \sqrt{2} x)^4 - \frac{1}{48} (\sqrt{-j} \sqrt{2} x)^6 - \dots \quad (4.40)$$

Für die im Leiter erzeugten ohmschen Verluste ist der Wechselstromwiderstand R_{\sim} , also der Realteil des komplexen elektrischen Widerstands $\text{Re}(\underline{Z})$, entscheidend. Abhängig davon, ob der Koeffizient x kleiner als 1, bei niedrigen Frequenzen, oder größer als 1, bei hohen Frequenzen, ist, ergeben sich unterschiedliche Näherungen zur Lösung der Reihenfunktion aus **Gl. (4.40)** [8], [17] und [18]

$$\text{für } x < 1: \quad \frac{\text{Re}(\underline{Z})}{R_{\sim}} = \frac{R_{\sim}}{R_{\sim}} = 1 - \frac{1}{3} x^4 \quad (4.41)$$

$$\text{für } x > 1: \quad \frac{\text{Re}(\underline{Z})}{R_{\sim}} = \frac{R_{\sim}}{R_{\sim}} = x + \frac{1}{4} + \frac{3}{64} \frac{1}{x}. \quad (4.42)$$

Dieses Verhältnis, aus den elektrischen Widerständen eines Leiters bei Belastung mit Wechselstrom und Gleichstrom, ist im Allgemeinen als „Stromverdrängungsfaktor“ k bekannt.

$$k = \frac{R_{\sim}}{R_{=}} = \frac{P_{\sim}}{P_{=}} \quad (4.43)$$

Für die Erwärmung des elektrischen Leiters sind die in ihm durch den Stromtransport erzeugten Wärmeleistungen, die ohmschen Leitungsverluste (Gl. (3.1)), verantwortlich. Der „Stromverdrängungsfaktor“ k kann daher auch als „Leistungsfaktor“ bezeichnet werden. Er setzt die ohmschen Leitungsverluste, die durch Belastung mit Wechsel- und Gleichstrom entstehen, entsprechend ins Verhältnis. Dabei wird der, für das betrachtete Beispiel des zylindrischen Leiters, aus den Gln. (4.41) und (4.42) gewonnene Leistungsfaktor k allein auf den „Skin-Effekt“ zurückgeführt.

Für die Leiter mit anderen Geometrien, bei der Aufteilung des Leiters in verschiedene Teileiter oder beim Einsatz in einem Drehstromsystem ist die Stromdichteverteilung, und somit der Leistungsfaktor nicht mehr so trivial wie in dem hier gezeigten Beispiel berechenbar. Zum Lösen des allgemeinen Problems der Stromverdrängung wurden eine Reihe verschiedener Lösungsverfahren entwickelt. Die Verfahren erstrecken sich, angefangen von den analytischen Verfahren, wie z. B. mit dem Verfahren des elektrisch leitenden Halbraumes [38], der konformen Abbildung oder der Integralgleichung nach MANNEBACK, bis hin zu den numerischen Verfahren, wie z. B. dem Orthogonal- und Teileiterverfahren [10] und [39] und der Finiten Elemente Methode. Einen Überblick über die verschiedenen Berechnungsverfahren liefert SEUBERT [40].

5 Untersuchungen zu den Wärmequellen

Aus den Grundlagen der Erwärmungsberechnung (s. **Kap. 3.1**) sind die allgemeinen Ursachen für die in den Geräten und Anlagen der Elektroenergietechnik entstehenden Wärmeleistungen bekannt. Ausschlaggebend für die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind vor allem:

- die ohmschen Leitungsverluste in den Strombahnen
- und die Wirbelstrom- und Hystereseverluste in den umgebenden Metallteilen.

Erhebliche ohmsche Leitungsverluste treten immer dann auf, wenn die elektrischen Leiter mit hohen Strömen belastet oder große elektrische Widerstände in den Strombahnen vorhanden sind **Gl. (3.1)**. Um zu analysieren, wo innerhalb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen diese Bedingungen erfüllt sind, ist zunächst die Verteilung der elektrischen Widerstände in der Versuchsanlage zu ermitteln. Dazu wurden die Strombahnen der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination in Abschnitte unterteilt und die Messpunkte festgelegt, an denen die Spannung abgegriffen wurde.

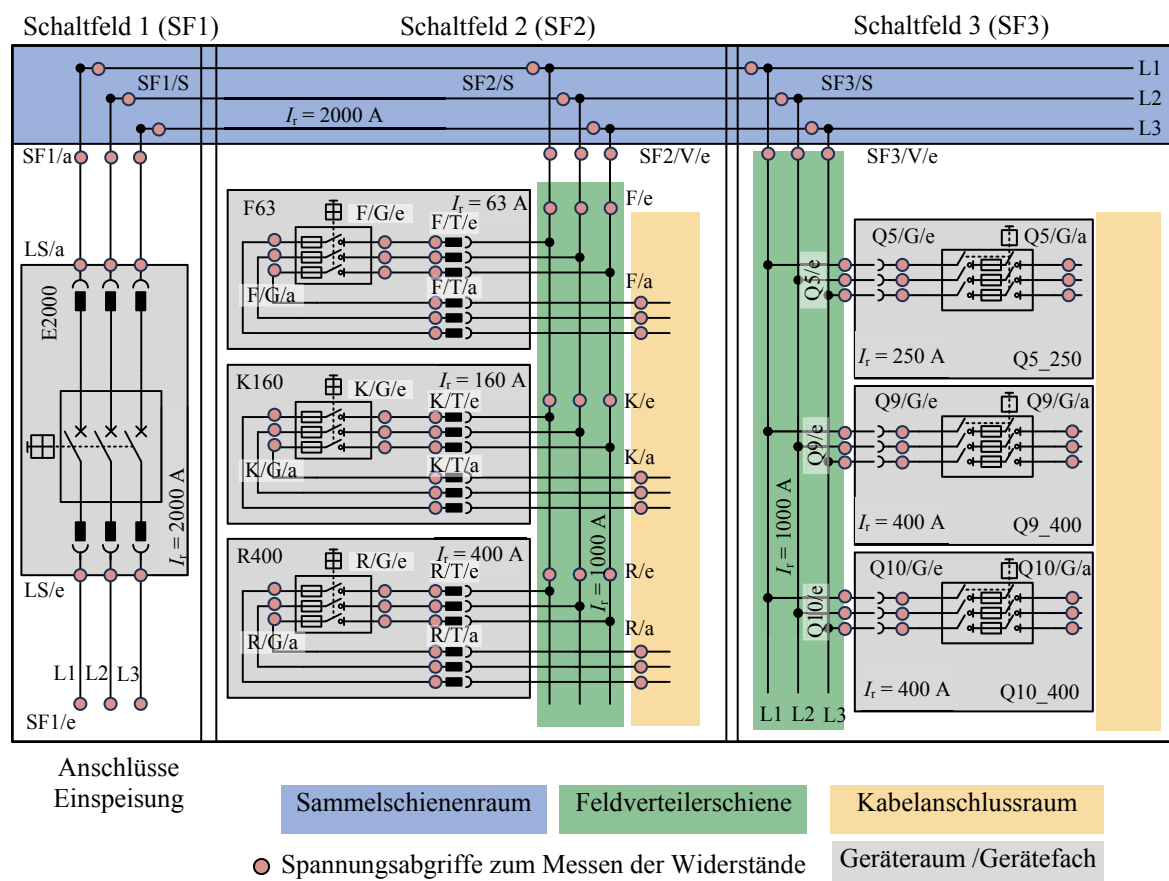


Bild 5.1: Skizze der Spannungsabgriffe zum Messen der elektrischen Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahnen (typische Beispiele von Stromkreisen) der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Die elektrischen Widerstände in der Versuchsanlage wurden nach dem Prinzip der Vierleiter-Messanordnung mit einem Mikroohmmeter des Typs LoRe (**Anlage 1**) gemessen (**Tabelle 5.1**).

Tabelle 5.1: Gemessene elektrische Gleichstromwiderstände $R_{=}$ (ϑ) und die berechneten mittleren Verlustleistungen $\bar{P}_{L=}$ bei Bemessungsgleichstrom (Bild 5.1) der in Abschnitte unterteilten Strombahnen der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination ($\vartheta = 20^{\circ}\text{C}$)

Messstellen				Kurzbezeichnung Messstellen		Widerstand $R_{=}$ / $\mu\Omega$			arith. Mittel. Verlustleistung
						L1	L2	L3	$\bar{P}_{L=}$ / W
Schaltfeld 1	Leistungsschalter	SF1/e		LS/e	7,3	7,3	7,1	28,9	
		LS/e		LS/a	26,2	28,1	27,1	108,5	
		LS/a		SF1/a	8,5	5,8	2,9	22,9	
		SF1/a	V	SF1/S	3,1	3,6	3,5	13,6	
	Sammelschiene	SF1/S		SF2/S	17	16,7	14,5	64,3	
Schaltfeld 2	Feld-Verteilerschiene	SF2/S	V	SF2/V/e	1,5	1,5	1,5	1,5	
		SF2/V/e		F/e	12	9,5	14,3	11,9	
	Geräteraum Fach F63 G Schaltgerät T Trennvorrichtung	F/e	V	F/T/e	850	497	374	2,3	
		F/T/e		F/G/e	2068	2060	2068	8,2	
		F/G/e		F/G/a	1800	3200	1600	8,7	
		F/G/a		F/T/a	1150	1150	1150	4,6	
		F/T/a	V	F/a	265	670	325	1,7	
	Feld-Verteilerschiene	SF2/V/e		K/e	23,5	20,5	14,2	19,4	
	Geräteraum Fach K160 (G Schaltgerät T Trennvorrichtung)	K/e	V	K/T/e	370	790	176	11,4	
		K/T/e		K/G/e	453	453	453	11,6	
		K/G/e		K/G/a	680	520	498	14,5	
		K/G/a		K/T/a	215	215	215	5,5	
		K/T/a	V	K/a	150	257	165	4,9	
	Feld-Verteilerschiene	SF2/V/e		R/e	36,6	33,5	27,6	32,6	
	Geräteraum Fach R400 (G Schaltgerät T Trennvorrichtung)	R/e	V	R/T/e	258	395	346	53,3	
		R/T/e		R/G/e	94	94	94	15,0	
		R/G/e		R/G/a	150	131	166	23,9	
		R/G/a		R/T/a	35,4	35,4	35,4	5,7	
		R/T/a	V	R/a	91	92	253	23,3	
	Sammelschiene	SF2/S		SF3/S	14,8	15,4	16,9	15,7	
Schaltfeld 3	Feld-Verteilerschiene	SF3/S		SF3/V/e	1,4	1,45	1,7	0,1	
		SF3/V/e		Q5/e	15,9	10,1	10,8	12,3	
	Geräteraum Fach Q5 (G Schaltgerät)	Q5/e	V	Q5/G/e	227	47,9	97	7,7	
		Q5/G/e		Q5/G/a	319	290	281	18,5	
	Feld-Verteilerschiene	SF3/V/e		Q9/e	32,5	26,3	20,5	26,4	
	Geräteraum Fach Q9 (G Schaltgerät)	Q9/e	V	Q9/G/e	97,9	57	270	22,7	
		Q9/G/e		Q9/G/a	201	182	188	30,5	
	Feld-Verteilerschiene	SF3/V/e		Q9/e	38,2	32,7	26,7	32,5	
	Geräteraum Fach Q10 (G Schaltgerät)	Q9/e	V	Q9/G/e	214	38,3	45	15,9	
Q9/G/e			Q9/G/a	202	184	172	29,8		
Legende									
e	Eingang		a	Ausgang		V	stromtragende Verbindung		
Geräteraum		Sammelschiene		Feldverteilerschiene			Kabelanschlussraum		

Große elektrische Widerstände in der Versuchsanlage (**Tabelle 5.1**) sind vor allem in den Strombahnen der eingebauten Schaltgeräte (z. B. Kompaktleistungsschalter Fach K-160 Messpunkte K/G/e auf K/G/a; $R(20\text{ °C}) = 498\text{ }\mu\Omega \dots 680\text{ }\mu\Omega$) zu erkennen. Aber auch in den stromtragenden Verbindungen zwischen den Schaltgeräten (z. B. Trennvorrichtungen des Einschubmoduls Fach K-160 (**Bild 2.5**) Messpunkte K/e auf K/Te; $R(20\text{ °C}) = 176\text{ }\mu\Omega \dots 790\text{ }\mu\Omega$) und den angeschlossenen Betriebsmitteln wie Kabeln und Feldverteilerschienen ergeben sich hohe elektrische Widerstände. Besonders auffällig sind dabei die großen Differenzen der Widerstände der lösbaren Verbindungen wie z. B. in den Trennvorrichtungen der Einschubmodule (**Bild 2.5**) und den Steckverbindungen der Federkontakte (**Bild 2.6**) zwischen den drei Leitern eines Betriebsmittels.

Ein großer elektrischer Widerstand allein ist noch keine hinreichende Bedingung für hohe ohmsche Leitungsverluste. Eine bessere Einschätzung erhält man, wenn man den Mittelwert $\bar{R}_{\perp}(\vartheta = 20\text{ °C})$ der gemessenen Widerstände bei Umgebungstemperatur mit dem quadrierten Gleichstrom I_{\perp}^2 in Höhe des Bemessungsstromes des Abschnittes multipliziert

$$\bar{P}_{\perp}(\vartheta = 20\text{ °C}) = I_{\perp}^2 \bar{R}_{\perp}(\vartheta = 20\text{ °C}) \quad (5.1)$$

und somit die mittleren ohmschen Leitungsverluste bei der Bezugstemperatur von 20 °C erhält. Dadurch ist zu erkennen, dass für die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen maßgebliche Leitungsverluste in Bereichen mit besonders hoher Strombelastung, wie z. B. der Einspeisungen, der Hauptsammel- und Feldverteilerschienen, zu finden sind. Wirbelstrom- und Hystereseverluste führen zu einer merklichen Erwärmung, wenn die Metallteile, wie z. B. die Bleche von Gehäusen, Einbauplatten, Umhüllungen und Verkleidungen aus Stahl, von großen magnetischen Wechselfeldern durchsetzt werden, deren Flussrichtung mit den Längsachsen der Metallteile übereinstimmen. Nach einer Analyse des Aufbaus der untersuchten Versuchsanlage sind für Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen folgende Hauptwärmequellen festzustellen:

- die Stromschienen in den Einspeisefeldern (z. B. zum Anschluss des Unterteils offener Leistungsschalter)
- die elektrischen Leiter von Sammelschienen (Hauptsammelschienen und Feldverteilerschienen)
- die in der Anlage eingebauten Betriebsmittel zum Schalten, Trennen und Schützen (z. B. Leistungsschalter, Trennschalter, Trenneinrichtungen, Sicherungen)
- die Verbindungen zwischen den elektrischen Leitern (z. B. Kupferhohlzylinder und Kupferschienen zwischen den Einspeisefeldern, den Verteilerschienen und den Hauptsammelschienen)
- die metallischen Umhüllungen des Sammelschienenraumes.

Um die Wärmenetzmethode erfolgreich zur Berechnung der Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen anwenden zu können, sind zunächst die einzelnen Hauptwärmequellen der Versuchsanlage (Modell) einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination genauer zu untersuchen.

5.1 Stromwärmeverluste in den elektrischen Leiter von Sammel- und Feldverteilerschienen

Die ohmschen Leitungsverluste P_L , die beim Stromfluss durch die Leiter von Sammel- und Feldverteilerschienen entstehen, sind aus dem Produkt des Quadrates des Belastungsstromes I^2 , dem temperaturabhängigen Widerstand $R=(\vartheta)$ bei Gleichstrombelastung und dem Leistungsfaktor (Stromverdrängungsfaktor) k nach **Gl. (3.1)**, der die Veränderung des temperaturabhängigen Widerstandes aufgrund der Stromverdrängung bei harmonischen Strombelastungen berücksichtigt, zu berechnen. Der temperaturabhängige Widerstand $R=(\vartheta)$ bei Gleichstrombelastung ergibt sich aus der Geometrie der Leiter und deren Materialkennwerten nach **Gl. (3.2)**. Im Allgemeinen berücksichtigt der Leistungsfaktor k in **Gl. (3.1)** alle Veränderungen der ohmschen Leitungsverluste, die durch die Stromverdrängung (Skin- und Proximity-Effekt) verursacht werden.

5.1.1 Berechnen der Stromverdrängung und des Leistungsfaktor k_3 in einem Leitersystem bei Drehstrombelastung

5.1.1.1 Definition des Leistungsfaktor k_3 im Drehstromsystem

Bei der Belastung eines massiven Leiters mit Gleichstrom ist die Verlustleistung das Produkt aus dem elektrischen Widerstand $R=(\vartheta)$, abhängig von der Temperatur des Leiters und dem Quadrat des Stromes

$$P_{\perp} = R_{\perp}(\vartheta) I^2 . \quad (5.2)$$

Die Stromdichte ist dabei homogen über den Querschnitt des Leiters verteilt und der Leistungsfaktor beträgt $k = 1$. Wird derselbe Leiter mit Wechselstrom belastet, kommt es, bedingt durch das ihn durchsetzende magnetische Wechselfeld, zum Skin-Effekt (s. **Kap. 4.2**), d. h. zur „Verdrängung“ des Stromes in die Randbereiche des Leiters (**Bild 5.2**). Wird z. B. eine 60 mm x 10 mm Kupferschiene mit einem 50 Hz Wechselstrom belastet, ergibt sich ein Leistungsfaktor von $k = 1,078$.

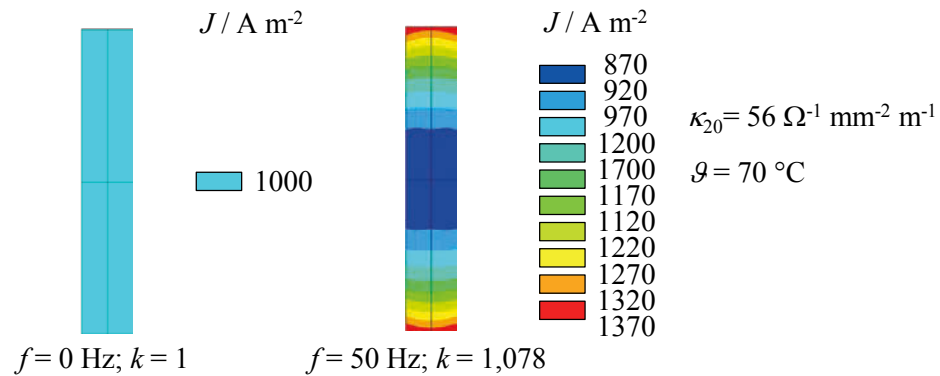


Bild 5.2: Betrag der Stromdichteverteilung J in einer 60 mm x 10 mm Stromschiene, berechnet bei verschiedenen Frequenzen

Verwendet man anstatt eines Leiters mehrere parallele Leiter und belastet diese mit Strömen unterschiedlicher Phasenlagen, wie z. B. im Drehstromsystem, so überlagert sich das eigene Magnetfeld jedes einzelnen Leiters mit den Magnetfeldern aller übrigen Leiter. Es kommt zum Proximity- oder auch Nah-Effekt, der die Stromverdrängung je nach Phasenlage der Ströme vergrößert oder verkleinert. Die Stromdichte ist nicht mehr gleich über die Querschnitte der einzelnen Teilleiter verteilt. Die Verlustleistungen durch den Skin- und den überlagerten Proximity-Effekt in den einzelnen Teilleitern unterscheiden sich um den Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ gegenüber der Belastung mit Gleichstrom.

$$k_{3\sim} = \frac{P_{3\sim}}{P_{=}} \quad (5.3)$$

Aus der Literatur kann der Leistungsfaktor k für einen Leiter mit bis zu vier nebeneinander angeordneten Teilleitern bei einer Belastung mit 50-Hz-Wechselstrom und für definierte Leiterabstände entnommen werden [8] [11] und [12]. Für Drehstrom-Schienensysteme mit nur je einem Massivleiter, wie sie in der Hoch- und Mittelspannungstechnik oft eingesetzt werden, wurden die Leistungsfaktoren, die sich aus der Stromverdrängung ergeben, berechnet [15], [41]. Berechnungen zur Stromverdrängung bei Drehstrombelastung mit Anordnungen bis zu zwei Teilleitern finden sich z. B. für Niederspannungs-Schienenverteiler in [42]. Für Drehstrom-Sammelschienensysteme mit mehreren Teilleitern, wie sie in der Niederspannungstechnik häufig verwendet werden (Bild 5.3), existieren bisher nur sehr wenige Angaben zum Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ durch den Skin- und den Proximity-Effekt.

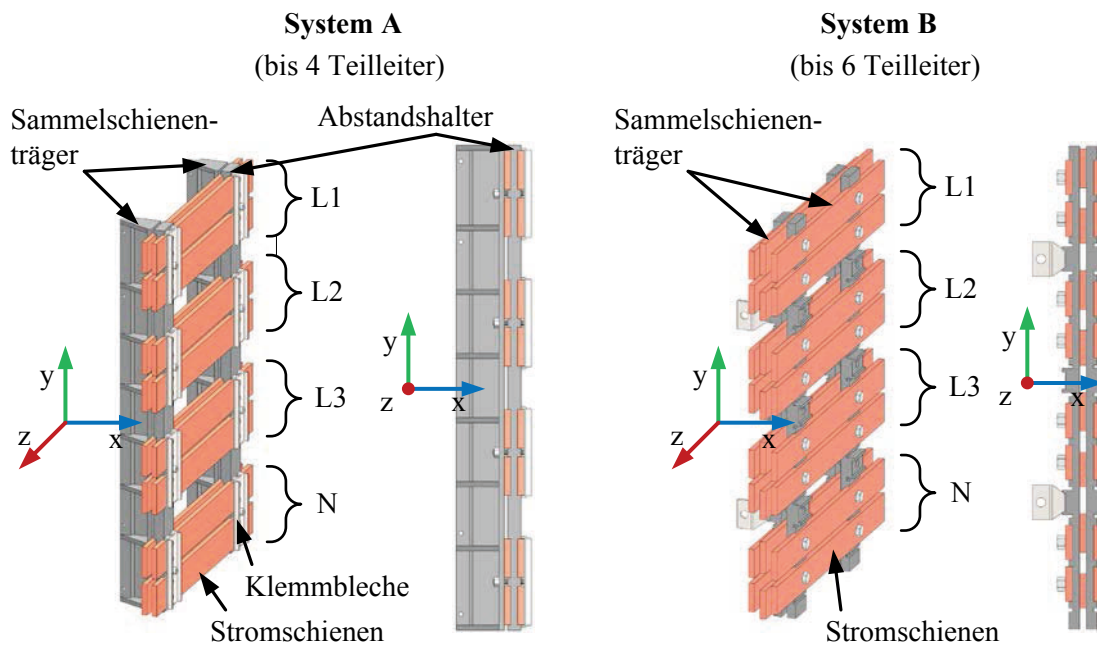


Bild 5.3: Schienensysteme A und B zur Untersuchung der Stromverdrängung in Niederspannungs-Schienensystemen

Einige Ergebnisse für Sammelschienen aus Aluminiumschienen sind in [10] zusammengestellt. Die hier untersuchten Querschnitte (z. B. 100 mm x 10 mm) sind jedoch erheblich größer als die heute in den Anlagen installierten Leiterquerschnitte von maximal 60 mm x 10 mm. Zudem wird der Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ nur für den gesamten Hauptleiter angegeben. Um die Temperaturverteilung im gesamten Sammelschienensystem berechnen zu können, sind die Leistungsfaktoren jedes Teilleiters erforderlich und müssen deshalb bestimmt werden.

Für typische Anordnungen von Sammelschienensystemen der Niederspannungstechnik werden die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für jeden Teilleiter berechnet. Praktikabel lassen sich die Leistungsfaktoren für die Teilleiter über die ohmschen Leitungsverluste bei Belastung mit harmonischen Strömen (Wechsel- und Drehstrom) und Gleichstrom ermitteln (s. **Kap.4.2**).

5.1.1.2 Untersuchte Schienensysteme

Untersucht wurden zwei Stromschienensysteme A und B (**Bild 5.3**), an denen die berechneten Leistungsfaktoren auch experimentell überprüft werden konnten. Beide Stromschienensysteme bestehen aus den Schienenträgern, an denen die Hauptleiter L 1, L 2 und L 3 sowie der Neutralleiter N befestigt sind. Die Hauptleiter und der Neutralleiter setzen sich aus mehreren Teilleitern zusammen (**Bild 5.4**).

Im **Stromschienensystem A** werden abhängig vom Bemessungsstrom I_r Kupferstromschienen mit einem Querschnitt von 30 mm x 5 mm bis 60 mm x 10 mm eingesetzt. Die Anzahl n der Teilleiter pro Hauptleiter kann 2 oder 4 betragen.

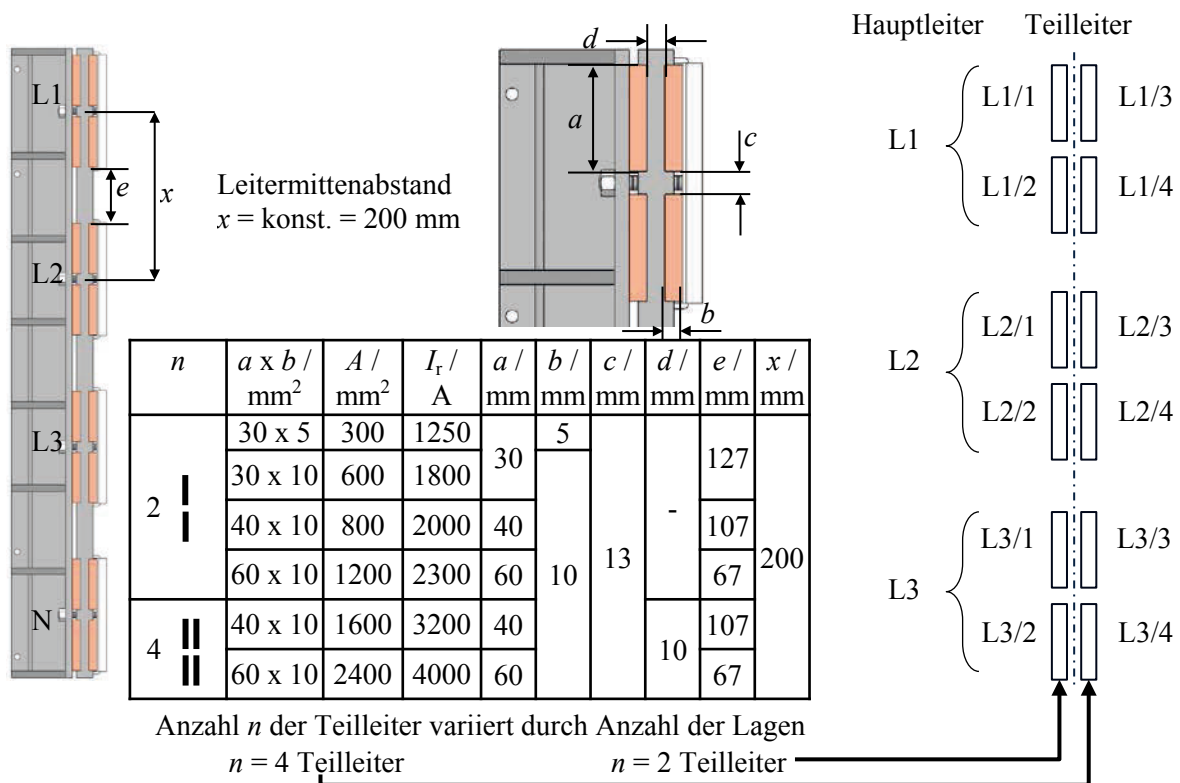


Bild 5.4: Dimensionen des Stromschienensystems A mit n Teileitern (Herstellerangaben)

Beim Einsatz von nur zwei Teileitern werden diese zunächst übereinander liegend, mit der kurzen Seite zueinander, angeordnet z. B. L1/1 und L1/2. Werden vier Teileiter verwendet, so wird das zweite Teileiterpaar (z. B. L1/3 und L1/4) mit der langen Seite gegenüber dem ersten Teileiterpaar im Abstand d positioniert. Die Stromschienen des Systems A mit vier Teileitern sind symmetrisch zur gedachten Mittellinie (**Bild 5.5**) zwischen den Teileiterpaaren.

Im **Stromschienensystem B** werden Kupferstromschienen mit einem Querschnitt von 20 mm x 10 mm bis 50 mm x 10 mm mit einer Anzahl von 2, 4 oder 6 Teileitern eingesetzt (**Bild 5.5**). Die Anordnung bei zwei und vier Teileitern erfolgt äquivalent zum Stromschienensystem A. Der Abstand d zwischen den ersten beiden Teileiterpaaren ist jedoch um den Faktor 3 größer. Kommen 6 Teileiter zum Einsatz, so wird das dritte Teileiterpaar, z. B. L1/5 und L1/6, mittig zwischen den ersten beiden Teileiterpaaren angeordnet (**Bild 5.5**). Die Symmetrielinie der Stromschienen des Systems B schneidet beim Einsatz von sechs Teileitern das in der Mitte liegende dritte Teileiterpaar.

Die Hauptleiter der beiden untersuchten Schienensysteme sind immer mit ihren kürzeren Seiten einander zugewandt und werden daher als „flach“ zueinander angeordnet bezeichnet.

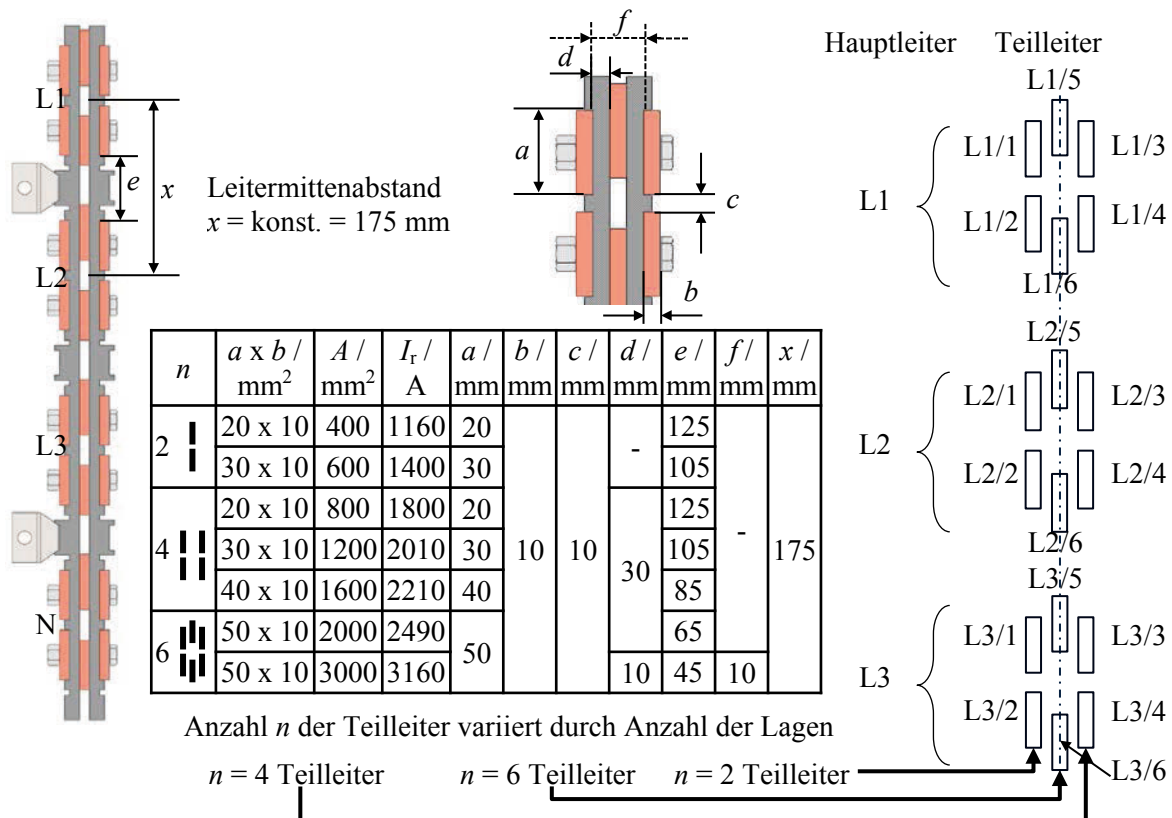


Bild 5.5: Dimensionen des Schienensystems B mit n Teilleitern (Herstellerangaben)

Jedes der beiden Stromschienensysteme verwendet für alle Bemessungsströme jeweils einen einheitlichen Schienenträger. Die Leitmittenabstände bleiben für alle Leiterquerschnitte konstant. Das bedeutet, dass bei den größten Leiterquerschnitten die Abstände zwischen den Hauptleitern am geringsten sind.

Eine der maßgeblichen Größen für die Stromtragfähigkeit der Schienensysteme ist der eingesetzte Leiterquerschnitt. Dieser Leiterquerschnitt kann, wie der Aufbau der beiden Schienensysteme zeigt, sich aus den einzelnen Querschnitten mehrerer Teilleiter zusammensetzen. Vergleicht man die beiden Schienensysteme anhand des gesamten Leiterquerschnitts, erkennt man, dass sich im Schienensystem B der Hauptleiter in mehr Teilleiter mit kleinerem Querschnitt aufteilt (**Tabelle 5.2**). So besteht der Hauptleiter mit einem Querschnitt von $A = 1200 \text{ mm}^2$ im Schienensystem A aus zwei $60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ und im System B aus vier $30 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Teilleitern. Die gleiche Anzahl und Abmessungen der Teilleiter findet man nur bei den Leiterquerschnitten von $A = 600 \text{ mm}^2$ und $A = 1600 \text{ mm}^2$.

Tabelle 5.2: Vergleich der Anordnungen von Teilleitern der Schienensysteme A und B, abhängig vom gesamten Leiterquerschnitt (Herstellerangaben)

System A					System B				
	A	n	$a \times b$	I_r		A	n	$a \times b$	I_r
	mm ²		mm x mm	A		mm ²		mm x mm	A
	300	2	30 x 5	1250		-	-		-
	-	-	-	-		400	2	20 x 10	1160
	600	2	30 x 10	1800		600	2	30 x 10	1400
	800	2	40 x 10	2000		800	4	20 x 10	1800
	1200	2	60 x 10	2300		1200	4	30 x 10	2010
	1600	4	40 x 10	3200		1600	4	40 x 10	2210
	-	-				2000		50 x 10	2490
	2400	4	60 x 10	4000		-	-		
	-	-		-		3000	6	50 x 10	3160

Grundsätzlich lassen sich durch die Schienensysteme A und B gleiche Querschnitts auch mit nur einem einzelnen Leiter (Teilleiter) mit entsprechender Höhe und Breite realisieren.

5.1.1.3 Berechnungsmodell

Die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ werden mit einem FEM Programm (*Ansys 12 und 14*) berechnet. Dafür werden in den FEM Modellen die Verlustleistung P_{\sim} jedes einzelnen Teilleiters bei der Belastung der Schienen mit einem Wechselstrom und $P_{3\sim}$ bei der Belastung mit einem symmetrischen Drehstrom ermittelt und auf die Verlustleistung $P_{=}$ bei Belastung mit einem Gleichstrom gleicher wirksamer Größe, entsprechend der Gln. (4.43) und (5.3), bezogen. Je nach Anzahl der Haupt- und Teilleiter kommen verschiedene FEM-Modelle zum Einsatz.

Abhängig von der Anzahl der Teilleiter wurden für das Schienensystem A zwei und das Schienensystem B drei 3-D Modelle erstellt. Die Modelle bestehen aus den 2 bis 6 Teilleitern jedes Hauptleiters und des Neutralleiters (**Bild 5.6**).

Die Leiter sind von einem zylindrischen Volumen aus Luft umgeben. Die Leiter werden mit dem Elementtyp *solid97* erzeugt und besitzen die Freiheitsgrade für das elektrische Potential und das magnetische Vektorpotential. Die umgebende Luft besteht ebenfalls aus Elementen des Typs *solid97*. Diesen Elementen sind jedoch nur die Freiheitsgrade des magnetischen Vektorpotentials zugeordnet. Zur Steuerung der Vernetzung ist die Luft in zwei unterschiedliche Gebiete unterteilt.

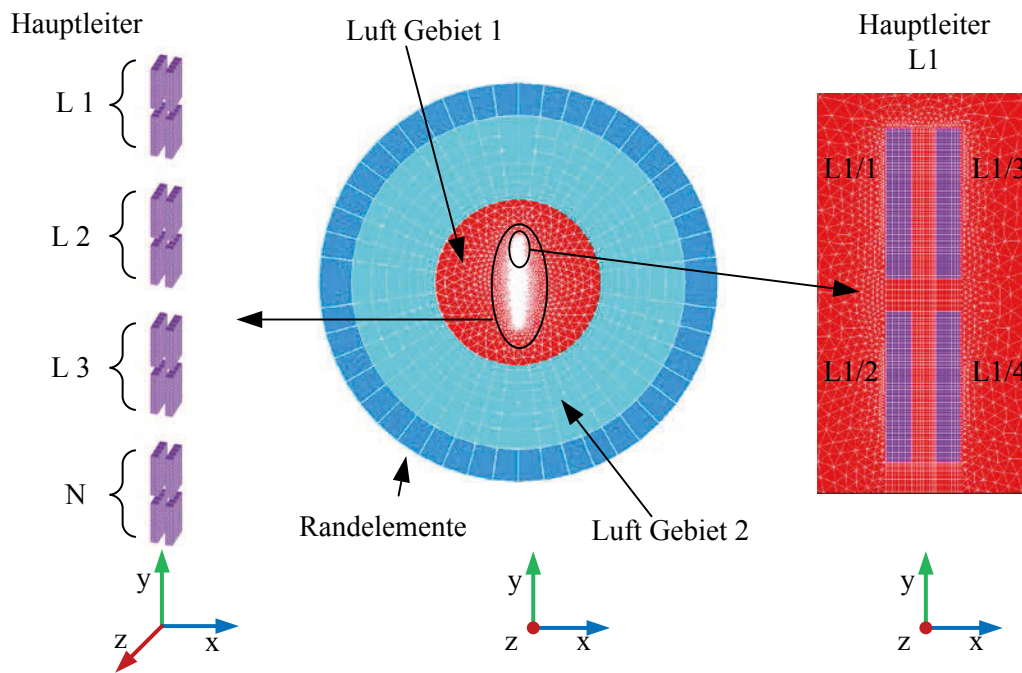


Bild 5.6: FEM-Modell eines 4 x (60 mm x 10 mm) Schienensystems

Um das zylindrische Luftvolumen im Gebiet 2 sind die Randelemente des Typs *infin111* angeordnet. Diese Randelemente ermöglichen es, das Problem der unendlichen Ausbreitung der magnetischen Felder in einem endlichen Berechnungsmodell nachzubilden, ohne dass weitere Randbedingungen anzugeben sind. Durch Setzen von Symmetriebedingungen an den Knoten der Stirn- und Rückseite bildet das FEM Modell eine unendlich lange Leiteranordnung nach. Die Knoten an der Stirn- und Rückseite der Hauptleiter und des Neutralleiters sind mit ihrem elektrischen Potential gekoppelt. An der Rückseite der Hauptleiter und des Neutralleiters wird ein elektrisches Potential von 0 V vorgegeben. In die Stirnseiten der Hauptleiter wird ein Drehstrom mit einem Effektivwert $I = 1$ A und einer Frequenz von $f = 50$ Hz eingespeist. Es handelt sich um ein langsam veränderliches magnetisches Wechselfeld, bei dem der Betrag $|\partial \vec{D} / \partial t|$ des sich zeitlich ändernden Verschiebungsstromes wesentlich kleiner ist als der eingeprägte Betrag \vec{J} der Stromdichte. Der zeitlich sich ändernde Verschiebungsstrom kann bei der Berechnung der Stromverdrängung vernachlässigt werden. Es gelten die MAXWELL'schen Gleichungen (z. B. **Gln. (4.1)** und **(4.5)**) für quasistationäre elektromagnetische Felder. Damit kann die Berechnung zeitharmonisch erfolgen.

Die Leiter bestehen aus Kupfer mit einer auf 20 °C bezogenen elektrischen Leitfähigkeit von $\kappa_{20Cu} = 56 \Omega^{-1} \text{ mm}^{-2} \text{ m}$ und einem Temperaturbeiwert von $\alpha_{T20Cu} = 0,0039 \text{ K}^{-1}$. Die Modelle berechnen die Verlustleistungen für eine Leitertemperatur von $\vartheta = 70$ °C. Die relative Permeabilität wird für die Luft mit $\mu_{rL} = 1 + 10^{-6}$ und für das Kupfer der Leiter mit $\mu_{rCu} = (1 - 6,4 \cdot 10^{-6})$ berücksichtigt. Mit den im Modell festgelegten Materialeigenschaften ergibt sich die Eindringtiefe δ beim Skin-Effekt [8] für eine Leitertemperatur von 70 °C zu:

$$\delta(70\text{ °C}) = \sqrt{\frac{2}{\omega \kappa_{20} \mu_0 \mu_{\text{rCu}}}}. \quad (5.4)$$

Die Vernetzung der Leiter und der Luft zwischen den Leitern erfolgt strukturiert mit Hexaedern. Um die inhomogene Stromdichteverteilung in der x - y -Ebene der 3-D FEM-Modelle hinreichend genau nachzubilden, ist die Kantenlänge der Elemente aller Teilleiter mit einem Achtel der Leiterbreite b (**Bild 5.4** und **Bild 5.5**) festgelegt und damit wesentlich kleiner als die in **Gl. (5.4)** errechnete Eindringtiefe $\delta(70\text{ °C})$. Im Luftraum wird zunächst die Stirnfläche des Gebietes 1 (**Bild 5.6**) mit Dreiecken unterteilt und anschließend das Volumen des Gebietes 1 durch Extrudieren der vernetzten Stirnfläche vernetzt. Um die Randlelemente des Typs *infinite* als möglichst regelmäßige Quader generieren zu können, werden die Elemente des Gebietes 2 des Luftvolumens als Hexaeder erzeugt. Für eine möglichst regelmäßige Struktur des gesamten Netzes sind die Kanten am Umfang der Luftvolumen und des Randes in 48 gleiche Abschnitte unterteilt. Durch die Randbedingung einer unendlich langen Leiteranordnung genügt es, alle Volumen in Richtung der z -Achse in nur vier Abschnitte zu unterteilen. Mit diesen FEM-Modellen können die Stromdichteverteilung im gesamten Schienensystem und die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für jeden Teilleiter bei Drehstrombelastung berechnet werden.

Die Modelle zum Berechnen der Leistungsfaktoren k bei einer Wechselstrombelastung entsprechen grundsätzlich den eben beschriebenen Modellen für die beiden Schienensysteme. Die Unterschiede ergeben sich nur aus der Reduktion auf einen einzelnen Hauptleiter und der Variation der Anzahl der Teilleiter. Der Rückleiter gilt in diesen FEM-Modellen als sehr weit entfernt.

5.1.1.4 Ergebnisse der Berechnung der Leistungsfaktoren bei Wechselstrombelastung

Als Ergebnis der Berechnungen erhält man in den beschriebenen FEM-Modellen (**Kap. 5.1.1.3**) z. B. die Potentialverteilung entlang der Schienen, die Verteilung der magnetischen Feldstärke und die Induktion im gesamten Modellgebiet, die Stromdichteverteilung über den Querschnitten jedes Teilleiters und die gesamte in einem Teilleiter erzeugte Verlustleistung. Mit dem Verhältnis der Verlustleistungen aus Wechsel- **Gl. (4.43)** bzw. Dreh- **Gl. (5.3)** und Gleichstrombelastung werden in den Modellen die Leistungsfaktoren k für jeden einzelnen Teilleiter berechnet.

Als Grundlage und Referenzgrößen sind zunächst die Leistungsfaktoren k für Leiter, bestehend aus einzelnen Stromschienen mit rechteckförmigen Querschnitten bei 50 Hz Wechselstrombelastung zu berechnen. Entsprechend den für die Schienensysteme A und B angegebenen Abmessungen werden dafür zunächst Stromschienen mit Leiterquerschnitten A

im Bereich von 300 mm^2 bis 3000 mm^2 untersucht. Die Breite b der Stromschienen variiert zwischen 10 mm und 30 mm.

Im Gegensatz zu den zum Beschreiben des Effekts der Stromverdrängung (**Kap. 0**) genutzten Anordnungen sind die hier untersuchten Querschnitte der Leiter weder unendlich ausgedehnt noch rotationssymmetrisch. Die elektromagnetischen Felder, hier wird hauptsächlich die Stromdichte \vec{J} betrachtet, dringen nicht mehr gleichmäßig von der Oberfläche in den Leiter ein, sondern abhängig von der Höhe und Breite der rechteckigen Querschnittsfläche. Die gesamte Stromdichteverteilung resultiert aus der Überlagerung der elektromagnetischen Felder, die aus den Richtungen der langen und der kurzen Seiten in den Rechteckleiter eindringen. Eine quadratische Querschnittsfläche von $20 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ wird gleichmäßig von den elektromagnetischen Feldern aus der x - und der y -Richtung durchdrungen. Die auf bei Gleichstrombelastung bezogene Stromdichte $J_{\sim} / J_{=}$ ist über dem gesamten Querschnitt nahezu eins (**Bild 5.7**). Wird die quadratische Querschnittsfläche z. B. in y -Richtung zum Rechteck vergrößert, so wird die Eindringtiefe (**Gl. (5.4)**) zunehmend überschritten. Die y -Komponenten der Stromdichte verteilen sich zunehmend exponentiell im Leiter (**Bild 4.3, Gl. (4.31)**).

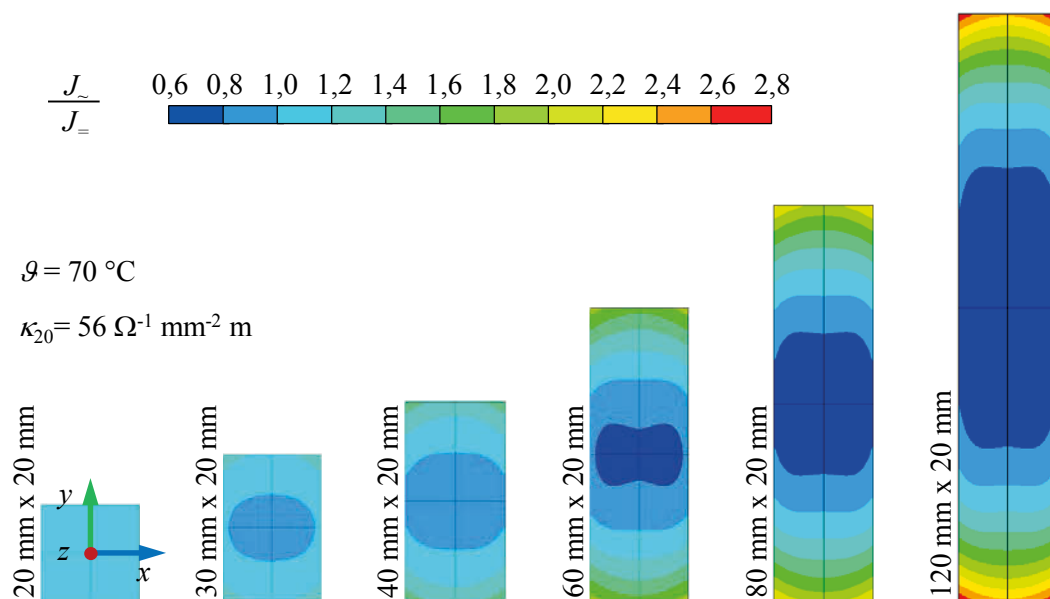





Bild 5.7: bezogene Stromdichteverteilung $J_{\sim} / J_{=}$ eines einzelnen Leiters bei Belastung mit 50 Hz Wechselstrom, für unterschiedliche Leiterquerschnitte

Die x -Komponenten der Stromdichte können weiterhin relativ gleichmäßig den Leiter durchdringen. Durch diese Überlagerung tritt das Maximum der Stromdichte in den Ecken des Rechteckleiters auf (**Bild 5.7**). Bei einem Querschnitt von $120 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ ergeben sich damit in den Ecken Stromdichten, die um den Faktor 2,8 größer sind als bei Gleichstrombelastung.

Die niedrigste Stromdichte weist der Bereich um den Kreuzungspunkt der Symmetrieebenen auf.

Je ungleichmäßiger die Stromdichte im Leiter verteilt ist, desto größer werden die Leistungsfaktoren k . Folglich werden bei einer konstanten Breite von $b = 10 \text{ mm}$ des Rechteckleiters mit zunehmender Höhe h die Leistungsfaktoren größer (**Tabelle 5.3**). Für eine Höhe von $h = 30 \text{ mm}$ ergibt sich zunächst ein Leistungsfaktor von $k = 1,02$. Die kurzen Seiten (Breite b) der Rechteckfläche sind wesentlich kleiner als die Eindringtiefe (**Gl. (5.4)**). Von den beiden langen Seiten (Höhe h) der Rechteckfläche kann der Strom homogen den Leiter durchdringen. Von den beiden kurzen Seiten ist das nicht mehr der Fall. Die Stromdichte ist im Verhältnis zur Gleichstrombelastung geringfügig erhöht und es ergibt sich der minimal größere Leistungsfaktor. Damit wird nur eine unbedeutend höhere Verlustleistung im Leiter erzeugt als bei der Gleichstrombelastung.

Tabelle 5.3: Leistungsfaktoren k einzelner Stromschienen bei Belastung mit 50-Hz-Wechselstrom, abhängig vom Leiterquerschnitt und den Abmessungen des Leiters ($\vartheta = 70 \text{ °C}$; $\kappa_{20} = 56^{-1} \Omega \text{ mm}^2 \text{ m}^{-1}$; $J_{\Sigma} = 1 \text{ A m}^{-2}$)

	$b = 10 \text{ mm}$ 		$b = 20 \text{ mm}$ 		$b = 30 \text{ mm}$ 	
A / mm^2	h / mm	k	h / mm	k	h / mm	k
300	30	1,02	15	1,015	-	-
400	40	1,04	20	1,03	-	-
600	60	1,08	30	1,07	-	-
800	80	1,12	40	1,12	-	-
1200	120	1,19	60	1,23	-	-
1600	160	1,24	80	1,31	-	-
2000	200	1,28	100	1,37	-	-
2400	240	1,32	120	1,42	-	-
3000	300	1,36	150	1,48	100	1,63

Mit zunehmender Höhe ist das homogene Eindringen des Stromes in den Rechteckleiter von den kurzen Seiten immer weniger möglich. Die exponentielle Verteilung der Stromdichte aus Richtung der kurzen Seiten wird immer dominanter und die Stromdichte in den Ecken der Leiters erhöht sich wesentlich im Vergleich zur Belastung mit Gleichstrom. Bei einer Höhe von $h = 300 \text{ mm}$ ergibt sich somit der Leistungsfaktor $k = 1,36$. Die gleichen Zusammenhänge sind zu erkennen, wenn man die Leistungsfaktoren bei einer Breite des Leiters mit $b = 20 \text{ mm}$

betrachtet. Jedoch weisen bei gleicher Höhe der Leiter die Leiter mit kleineren Breiten kleinere Leistungsfaktoren als die Leiter mit größeren Breiten (vgl. z. B. 80 mm x 10 mm mit $k = 1,12$ und 80 mm x 20 mm mit $k = 1,31$) auf. Die Stromdichte in Richtung der Breite des Leiters mit $b = 10$ mm verteilt sich homogener als bei einer Breite von $b = 20$ mm. Für die aus Richtung der langen Seiten (Höhe h) eindringenden Felder entspricht das etwa der Eindringtiefe. Wird die kurze Seite des Rechteckleiters zunehmend über die Eindringtiefe hinaus vergrößert, so verstärkt sich die exponentielle Verteilung der Stromdichtekomponente aus dieser Richtung (vgl. z. B. 100 mm x 20 mm mit $k = 1,37$ und 100 mm x 30 mm mit $k = 1,63$) zunehmend.

Typischerweise setzen sich die Leiter der Schienen in Niederspannungsschaltgerätekombinationen aus mehreren Teilleitern zusammen (**Kap. 5.1.1.2, Tabelle 5.2**). Die Abstände der Teilleiter können konstruktionsbedingt variieren. Die Ergebnisse aus der Berechnung der Leistungsfaktoren k für einzelne Stromschienen (**Tabelle 5.3**) zeigen, dass es vorteilhaft ist, die Größe zumindest einer Seite der rechteckförmigen Querschnittsfläche wesentlich kleiner zu wählen als die Eindringtiefe. So kann z. B. ein Leiter mit einem Querschnitt von $A = 2400$ mm, bestehend aus einer Stromschiene (1 x 120 mm x 20 mm), an den Symmetrieebenen aufgeteilt werden und sich aus vier Stromschienen (4 x 60 mm x 10 mm) zusammensetzen. Der entstandene Abstand g der einzelnen Teilleiter zueinander beeinflusst die Stromdichteverteilung und damit den Leistungsfaktor des gesamten Leiters. Je weiter die Teilleiter voneinander entfernt angeordnet werden, desto homogener ist die Stromdichte (**Bild 5.8**).

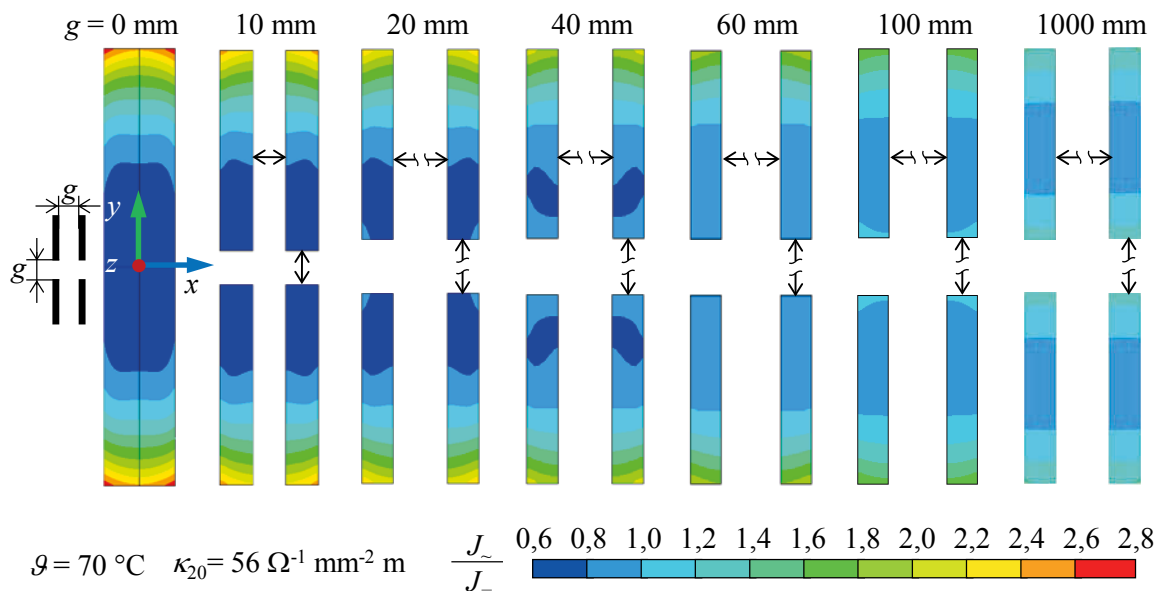


Bild 5.8: relative Stromdichteverteilung $J_{\sim} / J_{=}$ eines einzelnen Leiters ($A = 2400$ mm) (1 x 120 mm x 20 mm und 4 x 60 mm x 10 mm) bei Belastung mit 50 Hz Wechselstrom für unterschiedliche Abstände g der Teilleiter

Für einen Teilleiterabstand $g=0$ mm entspricht die bezogene Stromdichteverteilung der Einzelschiene mit 120 mm x 20 mm Querschnitt (**Bild 5.7**). Ab Teilleiterabständen von $g=1000$ mm entspricht die bezogene Stromdichteverteilung in jedem der vier Teilleiter der Stromdichteverteilung einer Einzelschiene mit einem Querschnitt von 60 mm x 10 mm (**Tabelle 5.3**).

Noch deutlicher ist der Einfluss des Abstandes g auf die Stromverdrängung, wenn man die Leistungsfaktoren betrachtet (**Bild 5.9**). Aufgrund der Symmetrie ist der Leistungsfaktor aller vier Teilleiter gleich groß. Bei einem Teilleiterabstand $g=0$ mm entsprechen die Leistungsfaktoren der Teilleiter dem Leistungsfaktor der jeweiligen Einzelschiene. Für die Teilleiteranordnung 4 x 60 mm x 10 mm ergibt sich z. B. bei $g=0$ mm ein Leistungsfaktor von $k=1,42$ (**Bild 5.9**). Das ist derselbe Leistungsfaktor, wie er für eine Einzelschiene mit dem Querschnitt 120 mm x 20 mm berechnet wurde (**Tabelle 5.3**). Beim Abstand $g=1000$ mm beträgt der Leistungsfaktor eines Teilleiters nur noch $k=1,08$ und entspricht damit dem Leistungsfaktor einer Einzelschiene mit dem Querschnitt 60 mm x 10 mm (**Tabelle 5.3**).

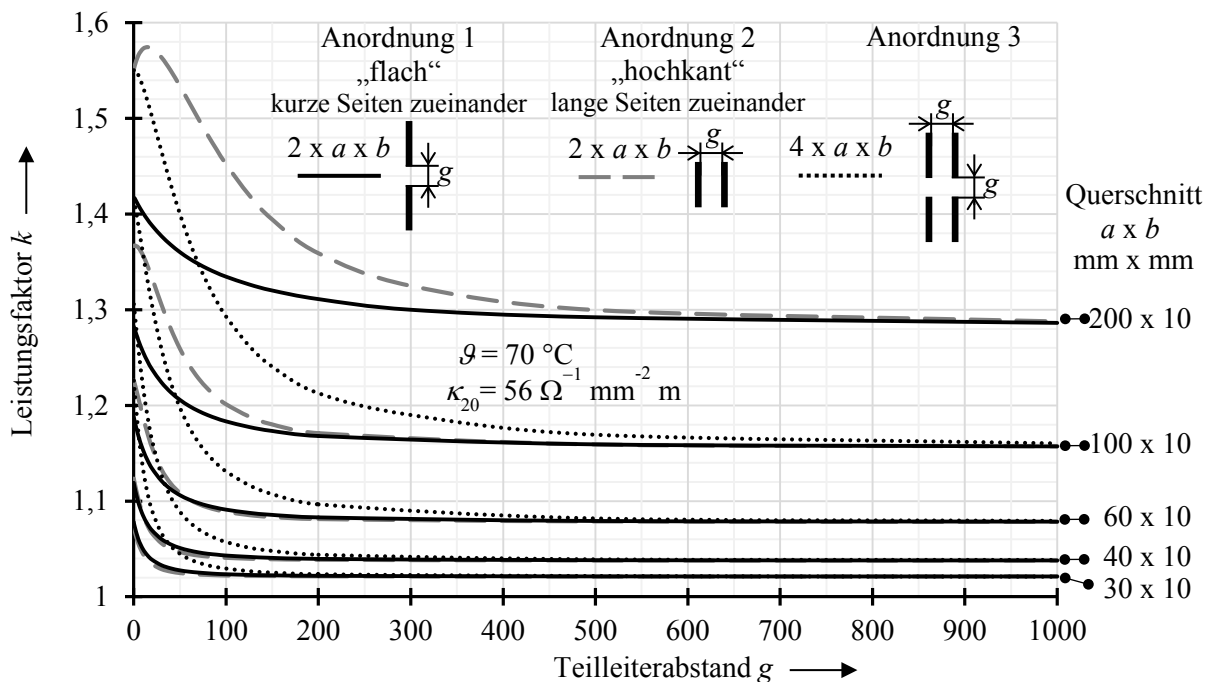


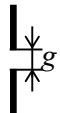
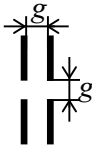
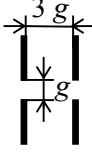
Bild 5.9: Leistungsfaktor k eines einzelnen Leiters mit mehreren Teilleitern, berechnet abhängig vom Abstand g der Teilleiter bei Belastung mit 50 Hz Wechselstrom für unterschiedliche Leiterquerschnitte $a \times b$

Kommen zwei Teilleiter pro Leiter zum Einsatz, so ist eine „flache“ Anordnung zu bevorzugen, bei der die kurzen Seiten der Stromschienen einander zugewandt sind. Bis zu Querschnitten der zwei Teilleiter von 40 mm x 10 mm ergeben sich zwischen den Anordnungen 1 und 2 keine signifikanten Unterschiede der Leistungsfaktoren. Erst ab den hier untersuchten Querschnitten

von 60 mm x 10 mm sind die Leistungsfaktoren k bei der „flachen“ Anordnung 1 kleiner als wenn die Teilleiter mit ihren langen Seiten „hochkant“ zueinander (Anordnung 2) angeordnet sind (**Bild 5.9**).

In Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen in kompakter Bauweise werden die Teilleiter eines Schienensystems in einem möglichst geringen Abstand zueinander positioniert. In den weiteren Betrachtungen zu den Schienensystemen werden die Teilleiter einer Anordnung immer in gleichen Abständen g von 10 mm bis 30 mm zueinander angeordnet (**Bild 5.4** und **Bild 5.5**). Die Leistungsfaktoren k eines Leiters sind dann nur vom Querschnitt der eingesetzten Teilleiter abhängig (**Tabelle 5.4**). Bei den Anordnungen mit vier Teilleitern, bei denen der Abstand der langen Seiten der Stromschienen 30 mm beträgt, sind die Leistungsfaktoren kleiner als bei den Anordnungen mit einem Abstand von 10 mm.

Tabelle 5.4: Leistungsfaktor k eines einzelnen Leiters bei verschiedenen Anordnungen der Teilleiter bei Belastung mit Wechselstrom, berechnet mit FEM-Modellen

Anordnung	$a \times b$	k	Anordnung	$a \times b$	k	Anordnung	$a \times b$	k
$2 \times a \times b$	mm x mm		$4 \times a \times b$	mm x mm		$4 \times a \times b$	mm x mm	
	30 x 10	1,05		30 x 10	1,13		30 x 10	1,10
	40 x 10	1,09		40 x 10	1,22		40 x 10	1,18
	50 x 10	1,12		50 x 10	1,29		50 x 10	1,25
	60 x 10	1,15		60 x 10	1,36		60 x 10	1,32
$g = 10 \text{ mm}$			$g = 10 \text{ mm}$			$g = 10 \text{ mm}$		

5.1.1.5 Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ bei Anordnungen für Drehstrombelastung

Als Referenzgrößen wurden die Stromdichteverteilung und die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für Leiter, bestehend aus einzelnen Teilleitern mit rechteckförmigen Querschnitten, bei 50-Hz-Wechselstrombelastung betrachtet (**Kap. 5.1.1.4**). Die Ursache der inhomogenen Stromdichteverteilung ist dabei das eigene magnetische Wechselfeld der Leiter. Dieser physikalische Effekt wird als Skin-Effekt bezeichnet. Die Sammel- und Verteilerschienen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden üblicherweise mit Drehstrom belastet. Zum eigenen magnetischen Wechselfeld eines Leiters überlagern sich die magnetischen Wechselfelder der anderen Leiter des Drehstromsystems. Die Stromdichteverteilung im Leiter wird zusätzlich von den sich in der Nähe befindlichen Magnetfeldern beeinflusst. Dieser Proximity- oder auch Nah-Effekt kann die ursprüngliche Stromverdrängung durch den Skin-Effekt je nach Phasenlage der benachbarten Magnetfelder vergrößern oder verkleinern.

Durch den Skin- und den überlagerten Proximity-Effekt unterscheiden sich die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ der Leiter gegenüber einer Belastung mit Gleichstrom (Gl. (5.3)).

Um die Erwärmung von Drehstromschienensystemen mit mehreren Teilleitern detailliert berechnen zu können, sind die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für jeden einzelnen Teilleiter zu bestimmen. Den Ausgangspunkt für die Untersuchungen bilden die Schienensysteme A und B (Bild 5.4 und Bild 5.5). Für Anordnungen aus z. B. 2 x 30 mm x 10 mm Schienen zeigt sich, dass die Teilleiter jedes Hauptleiters, bedingt durch den Proximity-Effekt, sehr unterschiedliche Stromdichten aufweisen (Bild 5.10). Hohe Stromdichten treten vor allem an den kurzen Seiten der innen liegenden Teilleiter L1/2, L2/1 und L3/1 auf.

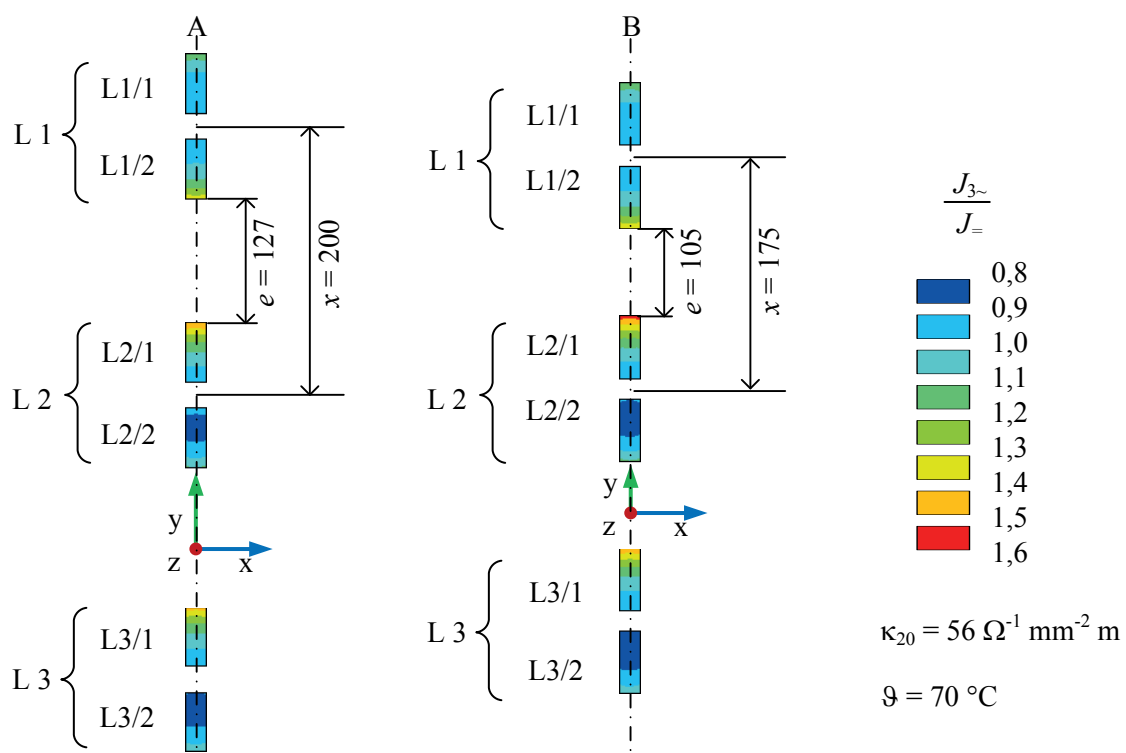


Bild 5.10: Stromdichteverteilung in den Leitern von 2 x 30 mm x 10 mm Schienen der beiden Systeme A und B bei Belastung mit Drehstrom (Darstellung ohne Neutralleiter)

Es ergeben sich z. B. in den Teilleitern L3/2 der beiden Systeme relative Stromdichten $J_{3\sim} / J_{=}$ zwischen 0,8 und 1,1. Dagegen betragen die relativen Stromdichten in den Teilleitern L3/1 zwischen 0,9 und 1,5. Daraus folgt eine unterschiedliche Aufteilung der Ströme zwischen den Teilleitern eines Hauptleiters. Diese unsymmetrische Stromdichteverteilung betrifft nicht nur die Teilleiter der Hauptleiter L1 und L3 sondern ebenso die Teilleiter des Hauptleiters L2. Der Teilleiter L2/1 des Systems B weist relative Stromdichten zwischen 0,9 und 1,6 auf. Im Gegensatz dazu betragen die Stromdichten der Teilleiter L2/2 nur zwischen 0,8 und 1,1 (Bild 5.10). Vergleicht man die Stromdichteverteilungen der beiden Schienensysteme

untereinander, so erkennt man im System B eine geringfügig inhomogenere Stromdichteverteilung als im System A. Grund dafür ist der kleinere Leitermittenabstand x und folglich ein geringerer Abstand e der Teilleiter zwischen den verschiedenen Hauptleitern.

Kommen in einem Schienensystem pro Hauptleiter vier Teilleiter zum Einsatz, z. B. bei 4 x 40 mm x 10 mm Anordnungen, so wird das zweite Teilleiterpaar mit der langen Seite gegenüber dem ersten Teilleiterpaar im Abstand d positioniert. Es entsteht eine Symmetrieebene in der Mitte der Leiteranordnung (**Bild 5.4** und **Bild 5.5**). Die Stromdichteverteilung ist deshalb zu dieser Ebene in der Mitte der Schienenanordnung symmetrisch (**Bild 5.11**). Es ergeben sich für jeden Hauptleiter zwei Teilleiterpaare (z. B. L1/1 und L1/3 bzw. L1/2 und L1/4) mit gleicher Stromdichteverteilung, gleichem Strom und gleichem Leistungsfaktor. Wieder ergeben sich hohe Stromdichten besonders im Bereich der kurzen Seiten der innen liegenden Teilleiter (z. B. L1/2, L1/4, L2/1 L2/2, L3/1 L3/2).

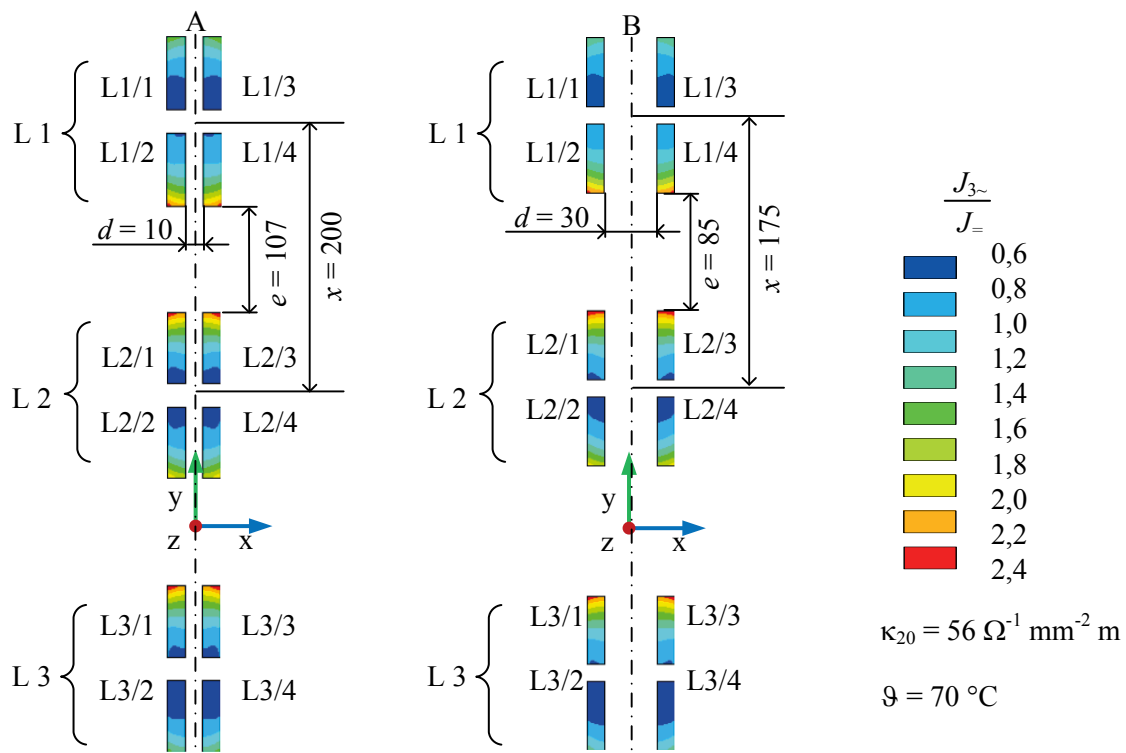


Bild 5.11: Stromdichteverteilung in den Leitern von 4 x 40 mm x 10 mm Schienen der beiden Systeme A und B bei Belastung mit Drehstrom (Darstellung ohne Neutralleiter)

Wie bereits bei den 2 x 30 mm x 10 mm Anordnungen sind die Stromdichteverteilungen in den Teilleitern eines Hauptleiters stark unterschiedlich. In den Teilleitern L3/2 und L3/4 ergeben sich für beide Schienensysteme relative Stromdichten zwischen 0,6 und 1,2. In den Teilleitern L3/1 und L3/3 treten hingegen relative Stromdichten zwischen 0,6 und 2,4 auf. Damit ist auch die Stromaufteilung zwischen den Teilleitern eines Hauptleiters sehr unterschiedlich. Aufgrund

des kleineren Leitmittenabstands x in der Anordnung $4 \times 40 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ des Systems B ist die Stromdichte geringfügig inhomogener verteilt, obwohl der Abstand d der Teilleiter zueinander größer ist als in der Anordnung des Systems A (**Bild 5.11**).

Kommen pro Hauptleiter sechs Teilleiter zum Einsatz, z. B. bei der Anordnung $6 \times 50 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ des Schienensystems B, so wird das dritte Teilleiterpaar, z. B. L1/5 und L1/6, mittig zwischen den ersten beiden Teilleiterpaaren angeordnet (**Bild 5.5**). Es entsteht eine Symmetrieebene in der Mitte des dritten Teilleiterpaars. Es ergeben sich wiederum jeweils zwei Teilleiterpaare (z. B. L1/1 und L1/3 bzw. L1/2 und L1/4) in jedem Hauptleiter mit gleicher Stromdichteverteilung. Die Stromdichteverteilungen der in der Mitte der Symmetrieebene angeordneten Teilleiter (z. B. L1/5 und L1/6) sind hingegen stark unterschiedlich (**Bild 5.12**). Die höchsten Stromdichten im Schienensystem ergeben sich an den kurzen Seiten der innen liegenden Teilleiter (z. B. L1/6, L2/5, L3/5).

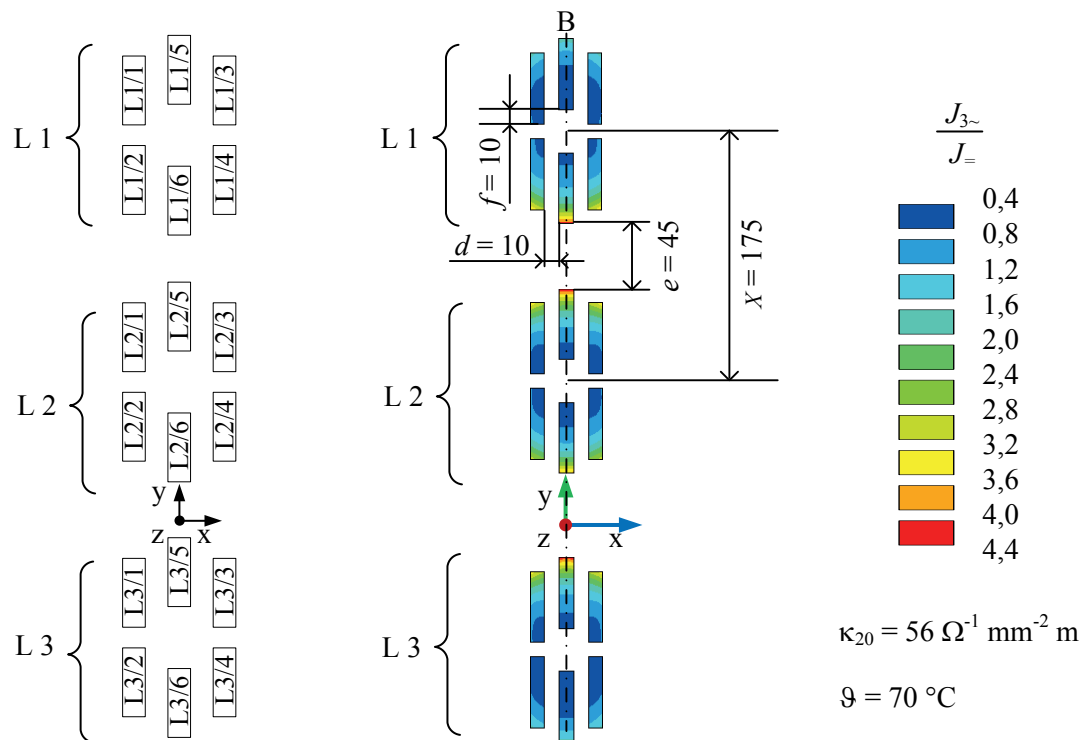


Bild 5.12: Stromdichteverteilung in den Leitern von $6 \times 50 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienen des Systems B bei Belastung mit Drehstrom (Darstellung ohne Neutralleiter)

Im Teilleiter L3/6 erkennt man z. B. relative Stromdichten zwischen 0,4 und 1,6. Im Teilleiter L3/5 hingegen ergibt sich eine relative Stromdichte von 0,4 bis 4,4.

Die unterschiedlichen Stromdichteverteilungen zwischen den Teilleitern eines Hauptleiters zeigen, dass sich auch der Gesamtstrom eines Hauptleiters verschieden auf die einzelnen Teilleiter aufteilt. Daraus resultiert eine ungleichmäßige Strombelastung der einzelnen

Teilleiter und folglich eine ungleichmäßige Verteilung der Verlustleistungen in den Schienensystemen. Anhand des Leistungsfaktors $k_{3\sim}$ (Gl. (5.3)), der das Verhältnis der Verlustleistung $P_{3\sim}$ bei Drehstrombelastung zur Verlustleistung $P_{=}$ bei Gleichstrombelastung angibt, wird diese unterschiedliche Belastung sehr deutlich (Tabelle 5.5, Tabelle 5.6 und Tabelle 5.7). Für die äußeren Teilleiter (bei zwei Teilleitern L1/1 und L3/2, bei vier Teilleitern L1/1, L1/3, L3/2 und L3/4 werden die Leistungsfaktoren mit zunehmendem Querschnitt der Stromschienen geringer (Tabelle 5.5 und Tabelle 5.6) und sind kleiner als 1. Das bedeutet, dass deren Strombelastung und erzeugte Verlustleistung bei Drehstrombelastung geringer ist als bei Gleichstrombelastung. Auffällig ist die Asymmetrie der Leistungsfaktoren der äußeren Teilleiter. Werden z. B. für eine Anordnung 4 x 60 mm x 10 mm des Systems A die äußeren Teilleiter L1/1 und L1/3 Leistungsfaktoren von $k_{3\sim} = 0,82$ berechnet, so sind es für die äußeren Teilleiter L3/2 und L3/4 nur $k_{3\sim} = 0,76$ (Tabelle 5.5). Die magnetischen Felder des Drehstromsystems der benachbarten Leiter überlagern sich (Proximity-Effekt) bei einer ebenen Anordnung nicht gleichmäßig. Dieser Zusammenhang wurde bereits in vorangegangenen Untersuchungen zur Stromverdrängung in Drehstromsystemen für Schienenanordnungen mit einem Teilleiter für die Hauptleiter L1 und L3 festgestellt [15] und [42]. Eine systematische Begründung für diese Asymmetrie liefert BRAISCH anhand der Impedanzmatrix des von ihm berechneten Schienensystems [42]. Durch das Untergliedern des Hauptleiters in mehrere Teilleiter wird diese Asymmetrie, verursacht durch den Proximity-Effekt, jedoch wesentlich deutlicher, da die verschiedenen Teilleiter jedes Hauptleiters unterschiedliche Ströme führen.

Tabelle 5.5: Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für das Schienensystem A mit n Teilleitern bei Drehstrombelastung, berechnet mit FEM-Modellen

		$a \times b$	A	n	$k_{3\sim}$						$\overline{k}_{3\sim}$
		mm x mm	mm ²		L1		L2		L3		
					1	2	1	2	1	2	
L1/1 L1/3	L1/2 L1/4	30 x 5	300	2	1,00	1,04	1,25	0,82	1,15	0,89	1,02
L2/1 L2/3	L2/2 L2/4	30 x 10	600		0,96	1,16	1,32	0,87	1,27	0,85	1,07
		40 x 10	800		0,92	1,30	1,44	0,94	1,41	0,81	1,14
		60 x 10	1200		0,83	1,68	1,77	1,17	1,76	0,73	1,32
L3/1 L3/3	L3/2 L3/4				1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4	
		40 x 10	1600	4	0,91	1,65	1,67	1,21	1,74	0,81	1,33
		60 x 10	2400		0,82	2,34	2,28	1,73	2,34	0,76	1,71

Tabelle 5.6: Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für das Schienensystem B mit n Teilleitern bei Drehstrombelastung, berechnet mit FEM-Modellen

	$a \times b$	A	n	$k_{3\sim}$						$\overline{k}_{3\sim}$
	mm x mm	mm ²		L1		L2		L3		
				1	2	1	2	1	2	
L1/5 L1/1 L1/3 L1/2 L1/4 L1/6	20 x 10	400	2	0,99	1,06	1,24	0,85	1,16	0,89	1,03
	30 x 10	600		0,96	1,18	1,37	0,86	1,30	0,84	1,08
L2/5 L2/1 L2/3 L2/2 L2/4 L2/6				1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4	
L3/5 L3/1 L3/3 L3/2 L3/4 L3/6	20 x 10	800	4	0,97	1,14	1,44	0,78	1,30	0,81	1,07
	30 x 10	1200		0,90	1,40	1,64	0,92	1,55	0,74	1,19
	40 x 10	1600		0,83	1,75	1,88	1,18	1,84	0,70	1,36
	50 x 10	2000		0,76	2,17	2,23	1,52	2,20	0,66	1,59
	50 x 10	3000	6	siehe (Tabelle 5.7)						

In beiden Systeme werden beim Einsatz von jeweils zwei Teilleitern die Leistungsfaktoren der innen liegenden Teilleiter L1/2, L2/1, L2/2 und L3/1 mit zunehmendem Querschnitt größer. Gleiches geschieht beim Einsatz von vier Teilleitern mit den inneren Teilleitern (L1/2, L1/4, L2/1 L2/2, L2/3, L2/4, L3/1 und L3/3). Dabei sind die Leistungsfaktoren in den Teilleitern L1/2, L1/4, L2/1, L2/3, L3/1 und L3/3 immer größer als 1. Für die innen liegenden Teilleiter L2/2 und L2/4 werden erst ab den Anordnungen 4 x 40 mm x 10 mm die Leistungsfaktoren größer als 1. Auch für die Teilleiter des Hauptleiters L2 bestätigt sich die Asymmetrie. Sie ist sogar wesentlich deutlicher ausgeprägt als zwischen den äußeren Teilleitern L1/1 und L1/3 sowie L3/2 und L3/4. So weisen z. B. für eine 4 x 50 mm x 10 mm Anordnung des Systems B die Teilleiter L2/1 und L2/3, die näher am Hauptleiter L1 positioniert sind, einen Leistungsfaktor von $k_{3\sim} = 2,23$ auf (Tabelle 5.6). Die übrigen Teilleiter L2/2 und L2/4, die näher am Hauptleiter L3 positioniert sind, zeigen dagegen einen Leistungsfaktor von $k_{3\sim} = 1,52$. Vergleicht man nun die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ der einzelnen Teilleiter bei Drehstrombelastung (Tabelle 5.5 und Tabelle 5.6) mit den Leistungsfaktoren k bei Wechselstrombelastung (Tabelle 5.4), so erkennt man die durch den Proximity-Effekt verursachte Veränderung der Stromdichteverteilung deutlich. Bei Wechselstrombelastung werden z. B. für alle Teilleiter einer Anordnung 4 x 60 mm x 10 mm ($g = 10$ mm) gleiche Leistungsfaktoren von $k = 1,36$ berechnet. Bei einer Drehstrombelastung ergeben sich dagegen Leistungsfaktoren zwischen $k_{3\sim} = 0,76$ und $k_{3\sim} = 2,34$. Der Proximity-Effekt sorgt also dafür, dass die äußeren Teilleiter des Drehstromsystems bis zu 44 % geringer belastet werden und die inneren Teilleiter hingegen bis zu 72 % mehr. Dabei wirkt sich diese veränderte Belastung nicht nur in Anordnungen mit großen Querschnitten für die einzelnen Stromschienen aus, sondern bereits auch bei Anordnungen mit kleinen Querschnitten. Der Leistungsfaktor einer Anordnung

2 x 30 mm x 10 mm z. B. bei Wechselstrombelastung beträgt $k = 1,05$. Das bedeutet eine geringfügig höhere Belastung gegenüber einer Belastung mit Gleichstrom. Bei der Drehstrombelastung hingegen treten Leistungsfaktoren zwischen $k_{3\sim} = 0,84$ und $k_{3\sim} = 1,37$ auf. Vergleicht man die Leistungsfaktoren (2 x 30 mm x 10 mm und 4 x 40 mm x 10 mm) der beiden Schienensysteme A und B miteinander, so erkennt man, dass ein kleinerer Leitermittenabstand x die Inhomogenität der Stromdichteverteilung erhöht.

Kommen im Schienensystem B sechs Teilleiter zum Einsatz (6 x 50 mm x 10 mm), so sind es die sechs äußeren Teilleiter L1/1, L1/3, L1/5, L3/2, L3/4 und L3/6 die Leistungsfaktoren kleiner als 1 aufweisen (**Tabelle 5.7**).

Tabelle 5.7: Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für das Schienensystem B mit der Abmessung 6 x 50 mm x 10 mm bei Drehstrombelastung, berechnet mit einem FEM-Modell

<div style="display: flex; flex-direction: column; align-items: center;"> <div>L1/5</div> <div>L1/1 L1/3</div> <div>L1/2 L1/4</div> <div>L1/6</div> <div>L2/5</div> <div>L2/1 L2/3</div> <div>L2/2 L2/4</div> <div>L2/6</div> <div>L3/5</div> <div>L3/1 L3/3</div> <div>L3/2 L3/4</div> <div>L3/6</div> </div>	$a \times b$				A				n			
	mm x mm				mm ²							
	50 x 10				3000				6			
	L1				L2				L3			
	5	1 und 3	2 und 4	6	5	1 und 3	2 und 4	6	5	1 und 3	2 und 4	6
	0,79	0,80	2,49	3,62	3,91	2,23	1,82	2,74	3,74	2,33	0,74	0,74
$\bar{k}_{3\sim} = 2,02$	<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div>L1/3 L1/4</div> <div>L1/5 $\equiv \equiv$ L1/6</div> <div>L1/1 L1/2</div> </div>				<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div>L2/3 L2/4</div> <div>L2/5 $\equiv \equiv$ L2/6</div> <div>L2/1 L2/2</div> </div>				<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div>L3/3 L3/4</div> <div>L3/5 $\equiv \equiv$ L3/6</div> <div>L3/1 L3/2</div> </div>			

Alle inneren Teilleiter weisen Leistungsfaktoren auf, die deutlich größer als 1 sind. Besonders hohe Leistungsfaktoren treten dabei bei den in der Mitte der Hauptleiter angeordneten Teilleiter (L1/6, L2/5, L2/6 und L3/5) auf. Diese Teilleiter sind um den Abstand $f = 10$ mm (**Bild 5.5** und **Bild 5.12**) gegenüber den übrigen Teilleitern des Hauptleiters verschoben. Bei dem konstanten Leitermittenabstand $x = 175$ mm des Systems B beträgt der Teilleiterabstand e z. B. zwischen L1/6 und L2/5 nur noch 45 mm. Die gegenseitige Beeinflussung durch die sich überlagernden magnetischen Wechselfelder wirkt hier am stärksten. Die in diesen Teilleitern erzeugte Verlustleistung ist bis zu 3,91-mal größer als bei Gleichstrombelastung.

Der Proximity-Effekt sorgt für eine sehr ungleichmäßige Verteilung der Stromdichten zwischen den Teilleitern der Schienensysteme. Damit werden einzelne Teilleiter wesentlich stärker und andere wesentlich geringer belastet als bei Gleich- oder Wechselstrom. Um den Einfluss des Drehstromschienensystems auf die Erwärmung der gesamten Anlage bewerten zu können,

muss die Summe der im Schienensystem erzeugten Verlustleistung betrachtet werden. Die gesamte im Schienensystem erzeugte Verlustleistung kann durch das Aufsummieren aller einzelnen n Leistungsfaktoren $k_{3\sim,i}$ und der Multiplikation mit der Verlustleistung $P_{=}$ des einzelnen Teilleiters berechnet werden

$$\sum P_{3\sim} = \sum_{i=1}^n k_{3\sim,i} P_{=} . \quad (5.5)$$

Mit der gesamten Verlustleistung $\Sigma P_{=}$ des Schienensystems bei Belastung mit Gleichstrom lautet die **Gl. (5.5)**:

$$\sum P_{3\sim} = \sum_{i=1}^n k_i \frac{\sum P_{=}}{n} . \quad (5.6)$$

Aus dem Quotient der aufsummierten Leistungsfaktoren und der Anzahl der Teilleiter des Schienensystems ergibt sich der arithmetische Mittelwert der Leistungsfaktoren $\bar{k}_{3\sim}$.

$$\sum P_{3\sim} = \bar{k}_{3\sim} \sum P_{=} \quad (5.7)$$

Er gibt das Verhältnis der gesamten im Schienensystem erzeugten Verlustleistung $\Sigma P_{3\sim}$ bei Drehstrombelastung zur Verlustleistung $\Sigma P_{=}$ bei Belastung mit Gleichstrom an (**Tabelle 5.5, Tabelle 5.6 und Tabelle 5.7**). Die ungleichmäßige Stromaufteilung auf die einzelnen Teilleiter durch den Proximity-Effekt bewirkt nicht nur eine ungleichmäßige Verteilung der Leistungsfaktoren der Teilleiter, sondern führt zu einer höheren Verlustleistung im gesamten Schienensystem. Für die Anordnung 4 x 60 mm x 10 mm des Systems A z. B. ist die gesamte Verlustleistung 1,71-mal größer als bei einer Gleichstrombelastung. Zum Vergleich beträgt der Leistungsfaktor einer äquivalenten Schienenanordnung bei Wechselstrombelastung nur $k = 1,36$ (**Tabelle 5.4**). Bei einer Schienenanordnung mit sechs Teilleitern (6 x 50 mm x 10 mm) ist die Verlustleistung des gesamten Systems bei Drehstrombelastung sogar doppelt so hoch wie bei einer Gleichstrombelastung.

Diese zusätzliche Leistung, die durch die Stromverdrängung (Skin- und Proximity-Effekt) entsteht, führt zu einer wesentlich größeren Erwärmung des gesamten Sammelschienensystems und damit auch der gesamten Schaltanlage. Außerdem werden die einzelnen Teilleiter unterschiedlich stark erwärmt. Für die äußeren Teilleiter verringern sich die Temperaturen. Für die inneren Teilleiter erhöhen sich die Temperaturen hingegen stark. Die Drehstromsammelschienensysteme in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden dadurch teilweise thermisch sehr hoch und sehr unterschiedlich beansprucht.

5.1.1.6 Einfluss der Anordnung der Schienen auf die Leistungsfaktoren bei Drehstrombelastung

Im Weiteren werden Maßnahmen zum Verringern der Leistungsfaktoren bei Drehstrombelastung betrachtet. Die Ursache der Stromverdrängung durch den Proximity-Effekt sind die sich überlagernden magnetischen Wechselfelder der einzelnen Leiter. Um die Stromverdrängung zu verringern, muss die gegenseitige Beeinflussung der Magnetfelder reduziert werden. Das kann z. B. dadurch geschehen, dass man die Lage der Teilleiter zueinander verändert. Bei der Schienenanordnung 4 x 60 mm x 10 mm wurden die Teilleiter um 90° gedreht. Damit sind die Hauptleiter nicht mehr „flach“ mit der kurzen Seite (Anordnung 1) sondern „hochkant“ mit der langen Seite der Hauptleiter zueinander (Anordnung 2) angeordnet (**Bild 5.13**). Alle übrigen Abstände, wie z. B. der Leitermittenabstand x oder die Teilleiterabstände bleiben unverändert. Als Bewertungskriterium soll die gesamte im Schienensystem erzeugte Verlustleistung $\Sigma P_{3\sim}$ bzw. der mittlere Leistungsfaktor $\bar{k}_{3\sim}$ dienen.

Durch die Änderung der Lage der Teilleiter zueinander verteilt sich die Stromdichte in den Leitern wesentlich homogener. Das hat zur Folge, dass die Stromdichten in den Randgebieten der Teilleiter bei der Lagerung der Hauptleiter „hochkant“ zueinander kleiner sind als bei „flacher“ Anordnung (**Bild 5.13**). Der Leistungsfaktor der innen liegenden Teilleiter L3/1 und L3/3 z. B. verringert sich von $k_{3\sim} = 2,34$ auf $k_{3\sim} = 1,78$. Umgekehrt vergrößern sich die Leistungsfaktoren der äußeren Teilleiter z. B. L3/2 und von $k_{3\sim} = 0,76$ auf $k_{3\sim} = 0,95$. Dadurch werden nicht nur die einzelnen Teilleiter thermisch gleichmäßiger belastet, sondern auch die gesamte in der Sammelschiene erzeugte Verlustleistung verringert sich. Für die ebene Anordnung ergibt sich ein mittlerer Leistungsfaktor von $\bar{k}_{3\sim} = 1,71$. Werden die Hauptleiter hochkant zueinander angeordnet, reduziert sich die Verlustleistung des gesamten Schienensystems. Der mittlere Leistungsfaktor beträgt dann nur noch $\bar{k}_{3\sim} = 1,4$. Das ist eine Reduktion der Verlustleistung um ca. 18 %.

Wie bereits erwähnt (**Kap. 5.1.1.2**), werden für die Sammelschienensysteme in der Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen oft gleiche Sammelschienträger für alle Sammelschienengrößen verwendet.

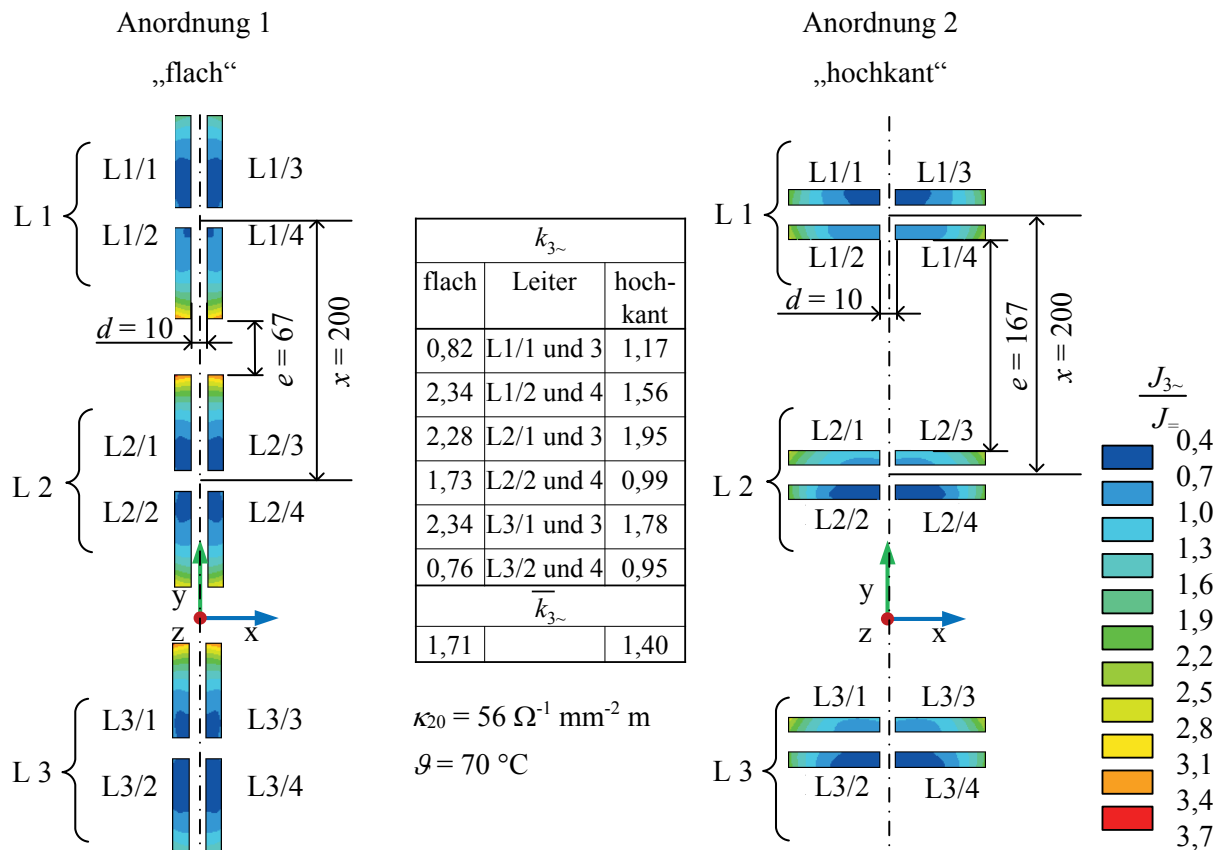


Bild 5.13: Stromdichteverteilung und bezogene Summenleistung einer 4 x (60 mm x 10 mm) Schienenanordnung bei unterschiedlicher Teileiterlage (Darstellung ohne Neutralleiter)

Das bedeutet, dass bei den großen Leiterquerschnitten die geringsten Leitermittenabstände x zwischen den Hauptleitern vorhanden sind. Auch durch die immer kompaktere Bauweise der Anlagen werden die Leitermittenabstände zunehmend kleiner. Damit werden die zusätzlichen Verlustleistungen durch die Stromverdrängung durch den Proximity-Effekt und damit auch die Leistungsfaktoren größer. Eine weitere Möglichkeit, die Verlustleistungen zu verringern, besteht darin, die Leitermittenabstände x (**Bild 5.4** und **Bild 5.5**) bei größeren Querschnitten der Leiter zu erhöhen. Für eine Schienenanordnung 4 x 60 mm x 10 mm des Systems A („flach“ und „hochkant“ verlegt) wurden die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ abhängig vom Leitermittenabstand x berechnet (**Bild 5.14** und **Bild 5.15**).

Die Ergebnisse für die „flach“ verlegte Schienenanordnung zeigen, dass mit kleinerem Leitermittenabstand x die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für die inneren Teileiter exponentiell größer werden. Wird z. B. der Leitermittenabstand von den ursprünglichen $x = 200 \text{ mm}$ um 45 mm verringert, so vergrößert sich für die Teileiter L1/2(4) der Leistungsfaktor um 26 % von $k_{3\sim} = 2,34$ auf $k_{3\sim} = 2,95$. Die zusätzlichen Verlustleistungen durch den Proximity-Effekt nehmen erheblich zu. Vergrößert man den Leitermittenabstand von ursprünglich $x = 200 \text{ mm}$ ebenfalls um 45 mm, so verringern sich die Leistungsfaktoren nur um 13 % von $k_{3\sim} = 2,34$ auf

$k = 2,03$. Bei gleich großer Änderung des Leitermittenabstandes x wird durch kleinere Leitermittenabstände die erzeugte Verlustleistung wesentlich größer als sie durch größere Leitermittenabstände verringert wird. Für große Leitermittenabstände ab $x = 280$ mm verändern sich die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ und damit die Verlustleistungen nur noch unwesentlich. Eine weitere Vergrößerung der Leitermittenabstände ist dann nicht mehr sinnvoll. Die Leistungsfaktoren aller innen liegenden Teilleiter (L1/2, L1/4, L2/1, L2/2, L2/3, L2/4, L3/1 und L3/3) sind immer größer als der Leistungsfaktor eines einzelnen 4×60 mm x 10 mm Leiters bei Wechselstrombelastung. Die außen liegenden Teilleiter (L1/1, L1/3, L1/3, L3/2 und L3/4) sind dagegen für alle untersuchten Leitermittenabstände kleiner.

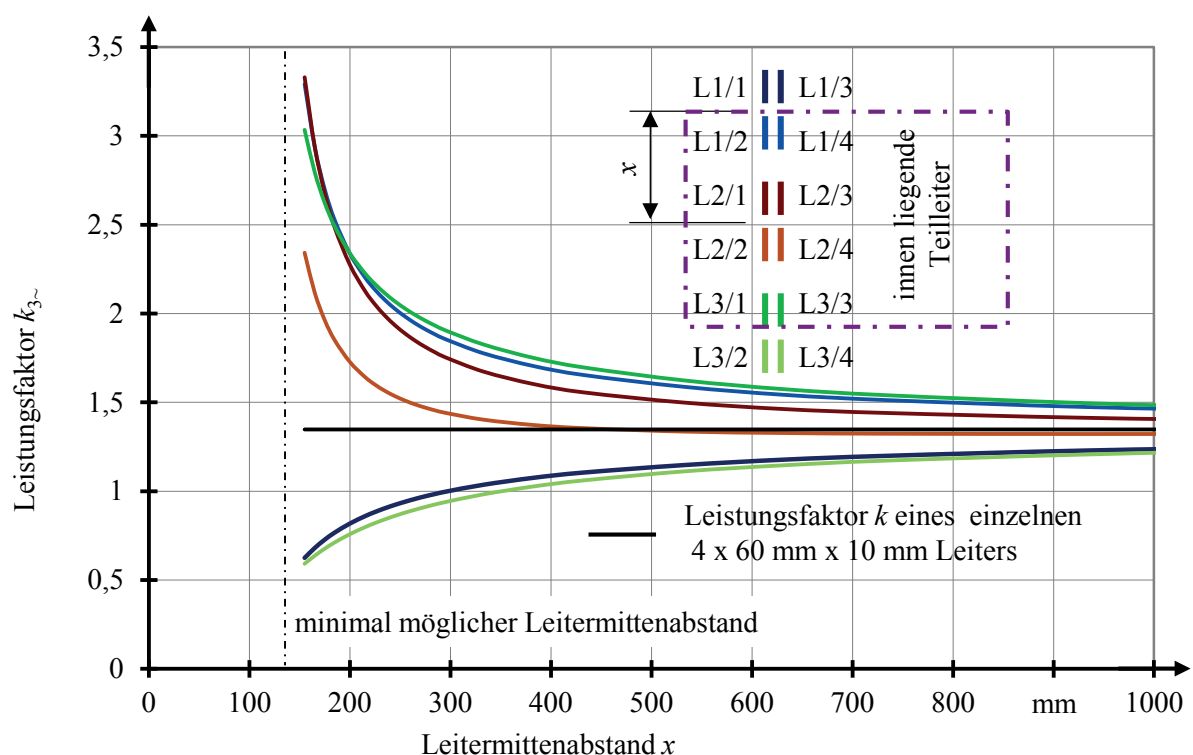


Bild 5.14: Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ abhängig vom Leitermittenabstand x , berechnet an einer Schienenanordnung 4×60 mm x 10 mm in flacher Anordnung bei Belastung mit 50-Hz-Drehstrom (Darstellung ohne Neutralleiter)

Vergleicht man nun die Ergebnisse der hochkant verlegten Schienenanordnung so fällt auf, dass nun nicht nur die Leistungsfaktoren der äußeren Teilleiter kleiner als der Leistungsfaktor eines einzelnen 4×60 mm x 10 mm Leiters bei Wechselstrombelastung sind, sondern ebenfalls die inneren Teilleiter L2/2 und L2/4 (**Bild 5.15**). Durch die hochkante Anordnung der Hauptleiter können wesentlich geringere Leitermittenabstände realisiert werden. Für Leitermittenabstände kleiner als 100 mm werden die Leistungsfaktoren der innen liegenden Teilleiter ((L1/3, L1/4, L2/1, L2/3, L3/1 und L3/3) so groß, dass ähnliche Leistungsfaktoren wie bei der ebenen Anordnung erreicht werden.

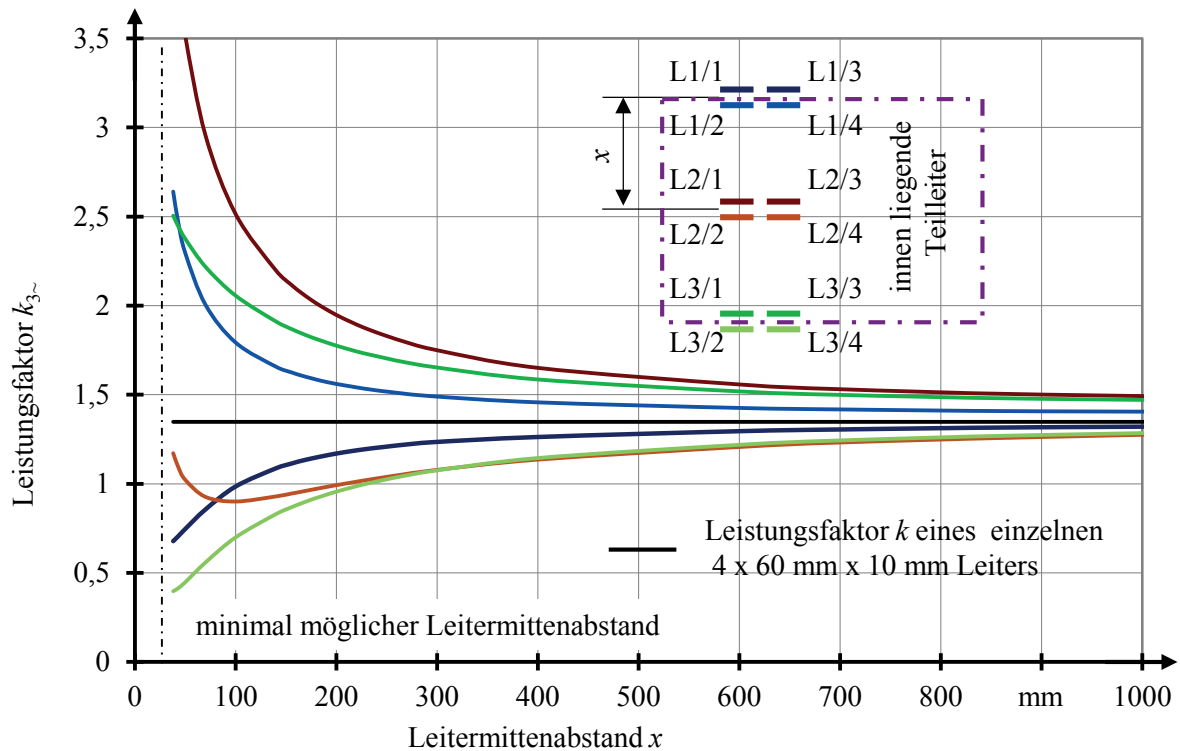


Bild 5.15: Leistungsfaktoren $k_{3~}$ abhängig vom Leitemittenabstand x , berechnet an einer Schienenanordnung 4 x 60 mm x 10 mm in hochkant Anordnung bei Belastung mit 50-Hz-Drehstrom (Darstellung ohne Neutralleiter)

5.1.2 Experimentelle Untersuchungen zur Stromverdrängung

Um die FEM-Modelle, die damit berechneten Stromdichteverteilungen und die daraus folgenden Leistungsfaktoren zu verifizieren, wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Stromdichteverteilung in den Leitern kann nicht direkt nachgewiesen werden. Der Nachweis muss daher über die Auswirkungen der Stromverdrängung geschehen.

- Erstens bewirkt die ungleichmäßige Stromdichteverteilung durch den Skin- und den Proximity-Effekt eine erhöhte Verlustleistung des gesamten Schienensystems.
- Zweitens teilen sich, bedingt durch den Proximity-Effekt, die Ströme in den Teilleitern der Schienenanordnung unterschiedlich auf.
- Drittens erwärmen sich infolge der unterschiedlichen Stromauf- und Stromdichteverteilungen die Teilleiter der Schienenanordnungen unterschiedlich (Gl. Kap. 5.1.1.5).

Am Beispiel einer Schienenanordnung 4 x 60 mm x 10 mm des Systems A werden die Summenleistung $\Sigma P_{3~}$ bei Drehstrombelastung, die Stromaufteilung in den Teilleitern und die Erwärmung der Teilleiter gemessen.

5.1.2.1 Verifizierung der berechneten Stromverdrängung durch die Summenleistung

Um die mit den FEM-Modellen berechnete Stromverdrängung durch Messung der Summenleistung verifizieren zu können, wurde eine Versuchsanordnung entwickelt und aufgebaut (**Bild 5.16**). Der Versuch bestand aus einer 4 m langen 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems A ohne Neutralleiter. Die Schienenanordnung wurde am Ende zu einem Sternpunkt zusammengeführt. Um den Einfluss des Sternpunktes auf die gemessenen Leistungen zu berücksichtigen, wurde die Spannung mit variabel einstellbaren Abgriffen gemessen.

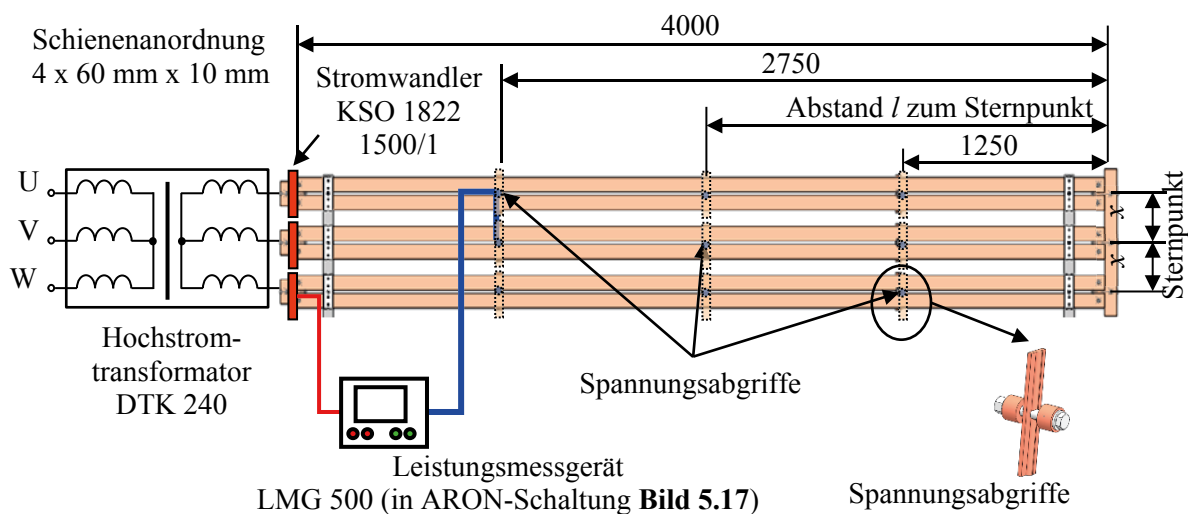


Bild 5.16: Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der Stromverdrängung durch die Summenleistung

Über einen dreiphasigen Hochstromtransformator des Typs DTK 250 wurde die Schienenanordnung mit einem symmetrischen Drehstrom von $I = 800 \text{ A}$ belastet. Das entspricht 20 % des Bemessungsstromes der Anordnung (**Bild 5.4**). Durch die geringe Strombelastung wurden die Schienen nur gering erwärmt. Damit ergab sich während der Messungen, bei einer Umgebungstemperatur von $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$, ein thermisch stationärer Zustand des Schienensystems, bei dem alle Teilleiter eine Übertemperatur kleiner als 3 K aufwiesen. Die maximale Temperaturdifferenz zwischen den Teilleitern betrug 2 K. Mit einem Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) wurden die Wirkleistungen als Summenleistung durch zwei Varianten der ARON-Schaltung gemessen (**Bild 5.17**).

Mit Hilfe von Stromwandlern des Typs KSO 1822 1500/1 (**Anlage 1**) wurden die Belastungsströme I_1 , I_2 , und I_3 übersetzt und an das Leistungsmessgerät übertragen. Die Spannungen zwischen den Leitern wurden an den Spannungsabgriffen gemessen und direkt an

das Leistungsmessgerät übertragen. Dabei variierten die Spannungsabgriffe in einem Abstand l zum Sternpunkt von 0,4 m bis 2,75 m.

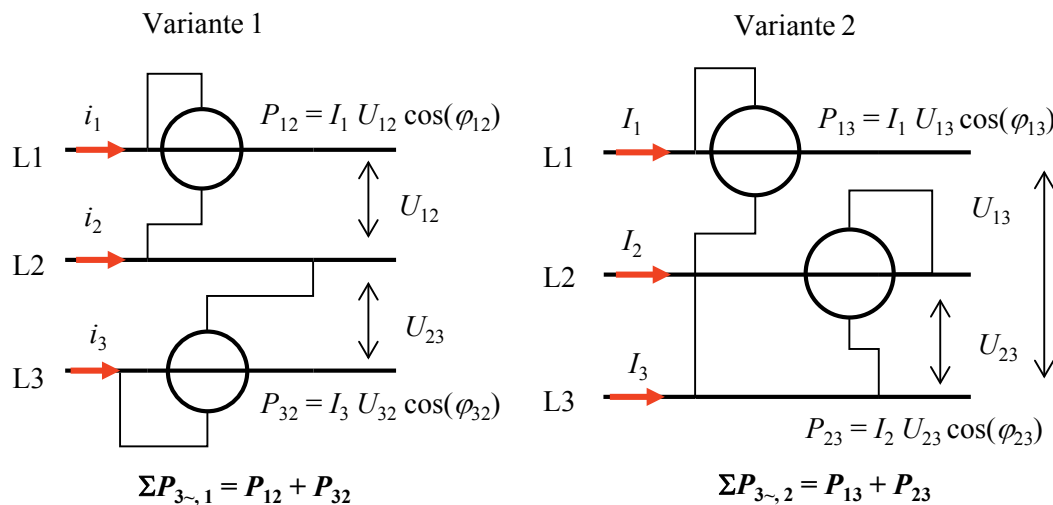


Bild 5.17: ARON-Schaltung zur Messung der Summenleistung

Die gemessenen Summenleistungen wurden mit den im FEM-Modell berechneten Summenleistungen verglichen. Dazu wurde das FEM-Modell (vgl. **Kap. 5.1.1.3**) modifiziert. Der Neutralleiter wird nicht modelliert. Die Verlustleistungen werden für eine Leitertemperatur von $\vartheta = 20\text{ °C}$ und einen Belastungsstrom von $I = 800\text{ A}$ berechnet (**Tabelle 5.8**).

Tabelle 5.8: Wirkleistungen P' , und Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ einer 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems A ohne Neutralleiter, berechnet mit FEM-Modellen

L1/1 L1/3 L1/2 L1/4 L2/1 L2/3 L2/2 L2/4 L3/1 L3/3 L3/2 L3/4	$I = 800\text{ A}; \vartheta = 20\text{ °C}$							Σ	
		L1		L2		L3			
		1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4	1 und 3	2 und 4		
	$P'_{=} / \text{ W m}^{-1}$	1,19	1,19	1,19	1,19	1,19	1,19		14,29
	$P'_{3=} / \text{ W m}^{-1}$	0,997	2,987	2,864	2,252	3,010	0,906		26,03
	$k_{3\sim}$	0,84	2,51	2,41	1,89	2,53	0,76		$\overline{k}_{3\sim} = 1,82$

Für die damit berechnete 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems ergibt sich eine bezogene Summenleistung $\Sigma P'_{\sim}$ bei Gleichstrombelastung von:

$$\Sigma P'_{\sim}(800\text{ A}, 20\text{ °C}) = 14,29\text{ W/m} \quad (5.8)$$

und eine bezogene Summenleistung $\Sigma P'_{3\sim}$ bei Drehstrombelastung von:

$$\Sigma P'_{3\sim}(800 \text{ A}, 20^\circ\text{C}) = 26,03 \text{ W/m} . \quad (5.9)$$

Der arithmetische Mittelwert $\bar{k}_{3\sim}$ der Leistungsfaktoren der gesamten $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienenanordnung ist nach Gl. (5.7):

$$\bar{k}_{3\sim}(20^\circ\text{C}) = 1,82 . \quad (5.10)$$

Werden die mit den beiden Varianten der ARON-Schaltung gemessenen Summenleistungen $\Sigma P_{3\sim,1}$ und $\Sigma P_{3\sim,2}$ über dem Abstand l zum Sternpunkt der Schienenanordnung aufgetragen, so erkennt man, dass die gemessenen Summenleistungen größer sind als die mit dem FEM-Modell berechneten Summenleistungen $\Sigma P'_{3\sim}$ (Bild 5.18). Die Ursache der etwas größeren gemessenen Summenleistung liegt in der zusätzlich im Sternpunkt der Versuchsanordnung erzeugte Verlustleistung P_Δ begründet. Aus den mittleren Differenzen der gemessenen und berechneten Summenleistungen ergibt sich die Verlustleistung des Sternpunktes zu:

$$P_\Delta(800 \text{ A}, 20^\circ\text{C}) = 10,72 \text{ W} . \quad (5.11)$$

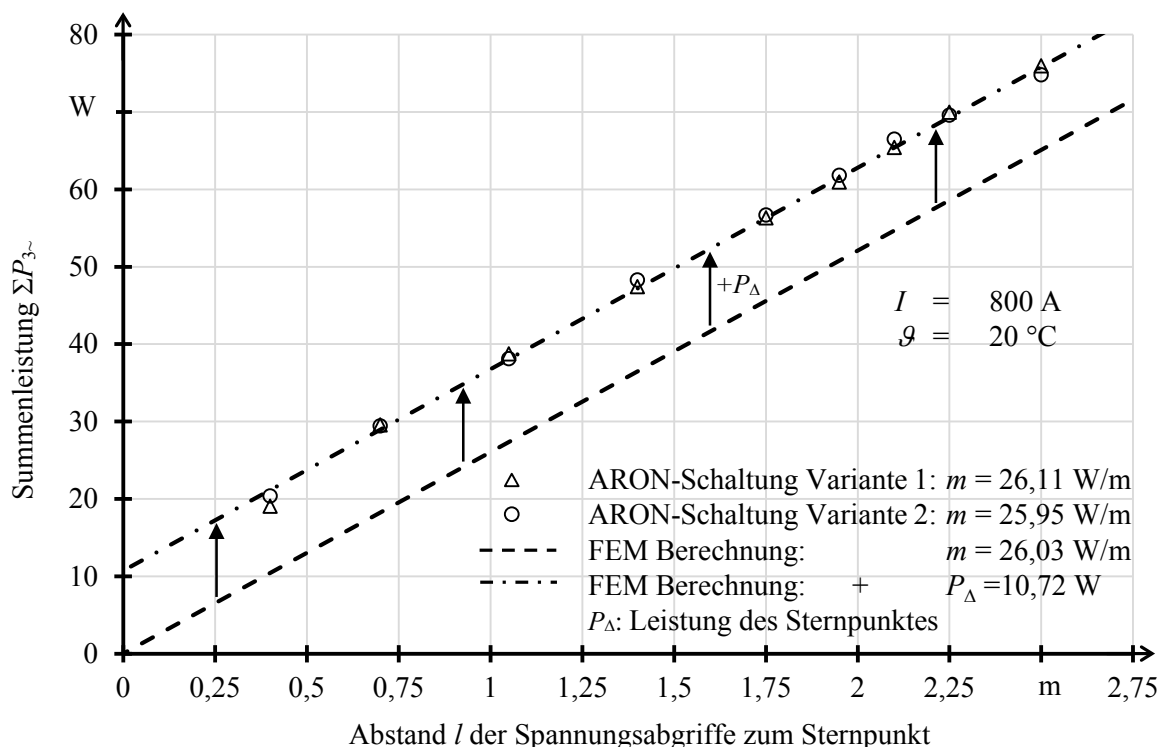


Bild 5.18: Summenleistung $\Sigma P_{3\sim}$, gemessen und berechnet an einer $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienenanordnung (ohne Neutralleiter) bei Belastung mit symmetrischem Drehstrom von $I = 800 \text{ A}$

Berücksichtigt man auch die im Sternpunkt der Versuchsanordnung erzeugte Verlustleistung P_{Δ} , so erkennt man eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Summenleistungen (**Bild 5.18**). Mit zunehmendem Abstand l vom Sternpunkt werden die gemessenen Summenleistungen mit einem Anstieg von $m = 26,11 \text{ W/m}$ bzw. $m = 25,95 \text{ W/m}$ größer. Das entspricht der mit dem FEM-Modell berechneten bezogenen Summenleistung von $\sum P'_{3\sim} = 26,03 \text{ W/m}$ bei Drehstrombelastung. Damit kann die berechnete Stromverdrängung durch den Skin- und Proximity-Effekt anhand der gemessenen Summenleistung der Schienenanordnung $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ des Systems A nachgewiesen werden.

5.1.2.2 Verifizierung der berechneten Stromverdrängung durch die Stromverteilung

Um die mit den FEM Modellen berechnete Stromverdrängung durch Messungen der Stromverteilung in den Teilleitern verifizieren zu können, wurde die Versuchsanordnung der Schienenanordnung $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ (aus **Kap. 5.1.2.1**) modifiziert (**Bild 5.19**).

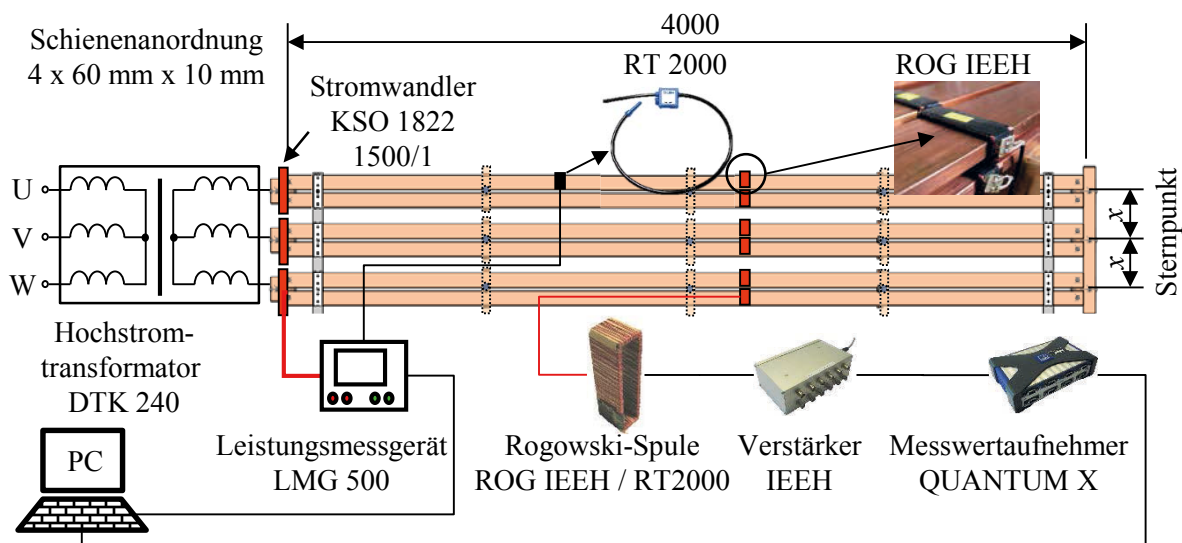


Bild 5.19: Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der Stromverdrängung durch die Stromverteilung in den Teilleitern

Über einen dreiphasigen Hochstromtransformator des Typs DTK 250 wurde die Schienenanordnung mit einem symmetrischen Drehstrom von $I = 800 \text{ A}$ belastet. Diese geringe Strombelastung führte wieder zu nur einer sehr geringen Erwärmung der Versuchsanordnung (s. **Kap. 5.1.2.1**). Mit Hilfe von Stromwandlern des Typs KSO 1822 1500/1 (**Anlage 1**) wurden die Belastungsströme I_1 , I_2 , und I_3 der Hauptleiter übersetzt und an das Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) übertragen. Die Ströme $I_{L1/1}$ bis $I_{L3/4}$ der Teilleiter L1/1 bis L3/4 wurden mit Hilfe von Rogowski-Spulen erfasst. Es kamen zwei unterschiedliche

Typen von Rogowski-Spulen zum Einsatz. Zum einen wurden selbstkonfigurierte und laborgefertigte Rogowski-Spulen des Typs ROG IEEH verwendet. Auf rechteckförmigen Grundkörpern aus Hartpapier wurden lackisolierte Kupferdrähte gewickelt und mit Isolierband zusätzlich geschützt. Die Übersetzungsverhältnisse der Rogowski-Spulen ROG IEEH wurden in einem Kalibrierversuch bestimmt (**Anlage 2**). Die 12 Rogowski-Spulen vom Typ ROG IEEH wurden auf den einzelnen Teilleitern der Versuchsanordnung positioniert. Zum anderen wurde eine industriell gefertigte Rogowski-Spule vom Typ RT 2000 eingesetzt (**Anlage 1**). Die in die Rogowski-Spulen ROG IEEH induzierten Spannungen wurde durch eine Verstärkerschaltung verstärkt und an einen Messwertaufnehmer des Typs QUANTUM X (**Anlage 1**) übertragen. Mit der Steuerungssoftware CATMAN EASY wurden über einem Mess-PC die Spannungsverläufe aufgezeichnet (**Bild 5.19**) und die Effektivwerte der Teilleiterströme berechnet. Die in die Rogowski-Spule RT 2000 induzierte Spannung wurde durch das Leistungsmessgerät LMG 500 erfasst. Aus dem Übersetzungsverhältnis der Rogowski-Spule RT 2000 und den gemessenen Spannungsverläufen bildete das Leistungsmessgerät die Effektivwerte der Teilleiterströme und übertrug diese an den Mess-PC. Die Ströme der Teilleiter wurden mit dem modifizierten FEM-Modell (s. **Kap. 5.1.2.1**) berechnet.

Tabelle 5.9: Stromverteilung (Effektivwerte), gemessen und berechnet an einer 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung (ohne Neutralleiter) bei Belastung mit symmetrischem Drehstrom von $I = 800$ A

	Teilleiter	$I_{\text{rech}} / \text{A}$	$I_{\text{mess}} / \text{A}$		$ I_{\text{rech}} - I_{\text{mess}} / \text{A}$	
			ROG IEEH	RT 2000	ROG IEEH	RT 2000
L1/1 L1/3 L1/2 L1/4	L1/1	158,9	160,2	158,5	1,3	0,4
	L1/2	246,4	246,6	242,7	0,2	3,7
	L1/3	158,9	163,3	160,4	4,4	1,5
	L1/4	246,4	251,9	246,9	5,5	0,5
L2/1 L2/3 L2/2 L2/4	L2/1	242,2	254,0	247,1	11,8	4,9
	L2/2	205,9	203,4	209,9	2,5	4,0
	L2/3	242,2	248,4	242,0	6,2	0,2
	L2/4	205,9	206,1	204,3	0,2	1,6
L3/1 L3/3 L3/2 L3/4	L3/1	250,0	259,5	249,8	9,5	0,2
	L3/2	150,0	156,7	150,0	6,7	0,0
	L3/3	250,0	253,9	244,0	3,9	6,0
	L3/4	150,0	156,2	152,1	6,2	2,1

Die im Versuch gemessenen und die mit dem FEM-Modell berechneten Teilleiterströme stimmen gut überein. Die maximale absolute Abweichung beträgt $|I_{\text{rech}} - I_{\text{mess}}| = 11,8 \text{ A}$ im Teilleiter L2/1 und bei Einsatz der ROG IEEH Spule. Bezogen auf den in diesem Teilleiter berechneten Strom von $I_{\text{rech}} = 242,2 \text{ A}$ ergibt sich eine relative Abweichung von 4,9 %. Die mit beiden Rogowski-Spulentypen gemessenen Stromverteilungen entsprechen der mit dem FEM-Modell berechneten Stromverteilung. Die kleinsten Ströme treten in den äußeren Teilleitern L3/2 und L3/4 mit $I \approx 150 \text{ A}$ und die größten Ströme in den Teilleitern L3/1 und L3/3 mit $I \approx 250 \text{ A}$ auf. Damit kann die Stromverdrängung anhand der Stromverteilung in der $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienenanordnung des Systems A nachgewiesen werden.

5.1.2.3 Verifizierung der berechneten Stromverdrängung durch die Erwärmung

Um die mit FEM-Modellen berechnete Stromverdrängung durch Messung der Erwärmung der Teilleiter verifizieren zu können, wurde die Versuchsanordnung der $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienenanordnung (aus **Kap. 5.1.2.1**) modifiziert (**Bild 5.19**). Über einen dreiphasigen Hochstromtransformator des Typs DTK 250 wurde die Schienenanordnung mit einem symmetrischen Drehstrom, größer als der Bemessungsstrom von $I_r \approx 4000 \text{ A}$, belastet. Diese Strombelastung führt zu einer deutlichen Erwärmung der Versuchsanordnung. Mit Hilfe von Stromwandlern des Typs TSO 250 5000/5 (**Anlage 1**) wurden die Belastungsströme I_1 , I_2 , und I_3 der Hauptleiter übersetzt und an das Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) übertragen.

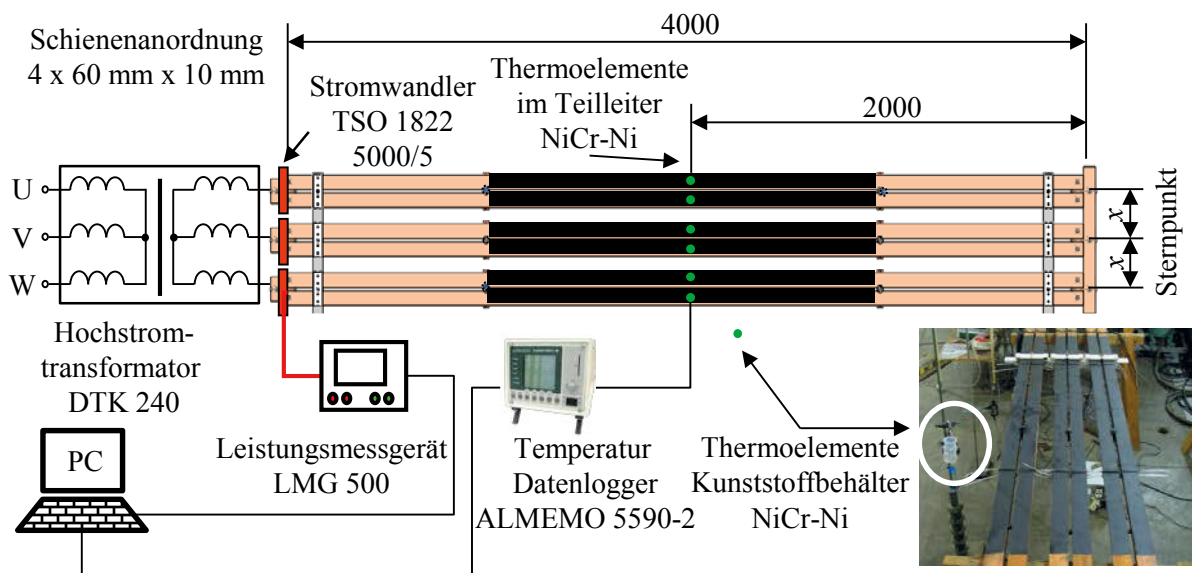


Bild 5.20: Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der Stromverdrängung durch die Erwärmung der Teilleiter

Die Temperaturen der Teilleiter wurden durch in der Mitte der Schienenanordnung montierte NiCr-Ni Thermoelemente und einem Temperatur-Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2

gemessen. Die Thermoelemente wurden auf ein Kupferblättchen aufgelötet und mit einem temperaturbeständigen Kleber auf der Oberfläche der Schienen befestigt. Die Umgebungstemperatur wurde in Höhe der Schienenanordnung durch weitere NiCr-Ni Thermoelemente registriert. Um diese Thermoelemente vor Wärmestrahlung und Luftbewegung zu schützen, wurden sie in senkrechten Kunststoffzylindern gelagert. Damit die Oberflächen aller Teilleiter die gleichen Emissionsgrade für die Wärmestrahlung besitzen, wurden diese in einem Bereich von 2 m mit einem matten Sprühlack beschichtet (**Bild 5.19**). Dadurch ergab sich ein einheitlicher Emissionsgrad von $\varepsilon \approx 0,95$. Die Erwärmungsverläufe wurden durch einen Mess-PC aufgezeichnet (**Bild 5.21**).

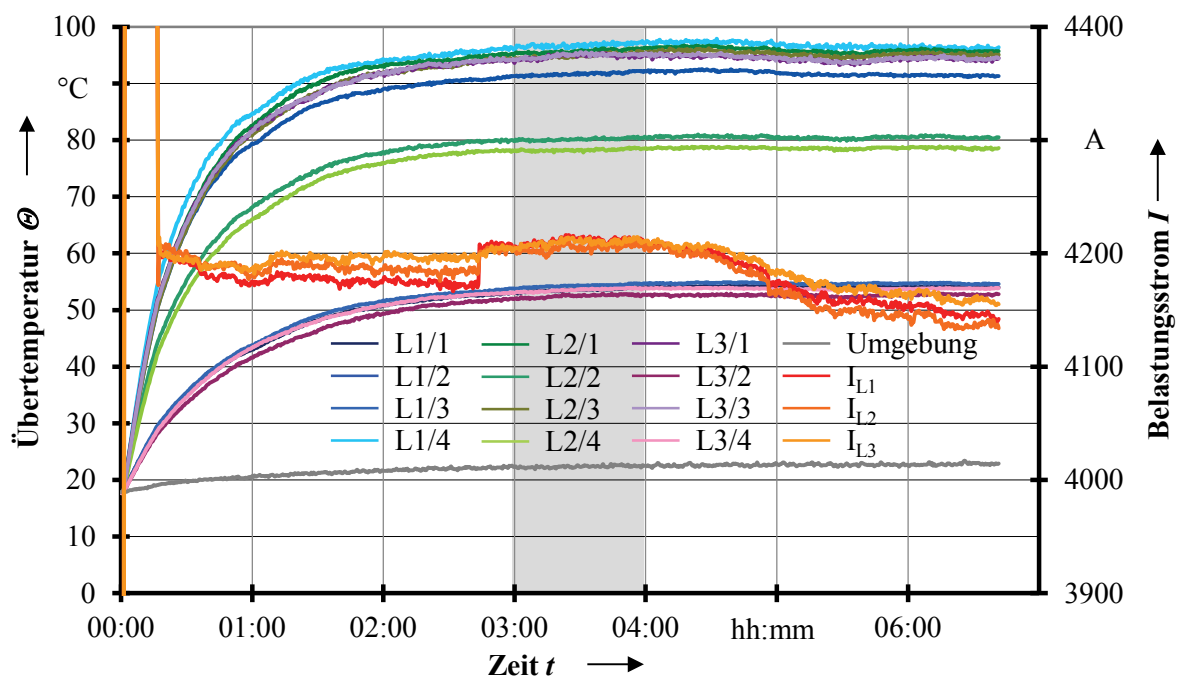


Bild 5.21: Verlauf der Temperaturen der einzelnen Teilleiter, gemessen an einer 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung ohne Neutralleiter

Zusätzlich wurden die Temperaturen der Teilleiter mit Hilfe eines Wärmenetzes im thermisch stationären Zustand in der Mitte der Schienenanordnung berechnet (**Bild 5.22**). In der Mitte der Schienenanordnung sind Temperaturen entlang der Schienen homogen verteilt, sodass kein Wärmetransport in Richtung der Schienen stattfand. Es genügt daher die Prozesse der Wärmeerzeugung und der Wärmeübertragung für eine normierte Länge des Leiterabschnittes, z. B. von 1 m, zu beschreiben.

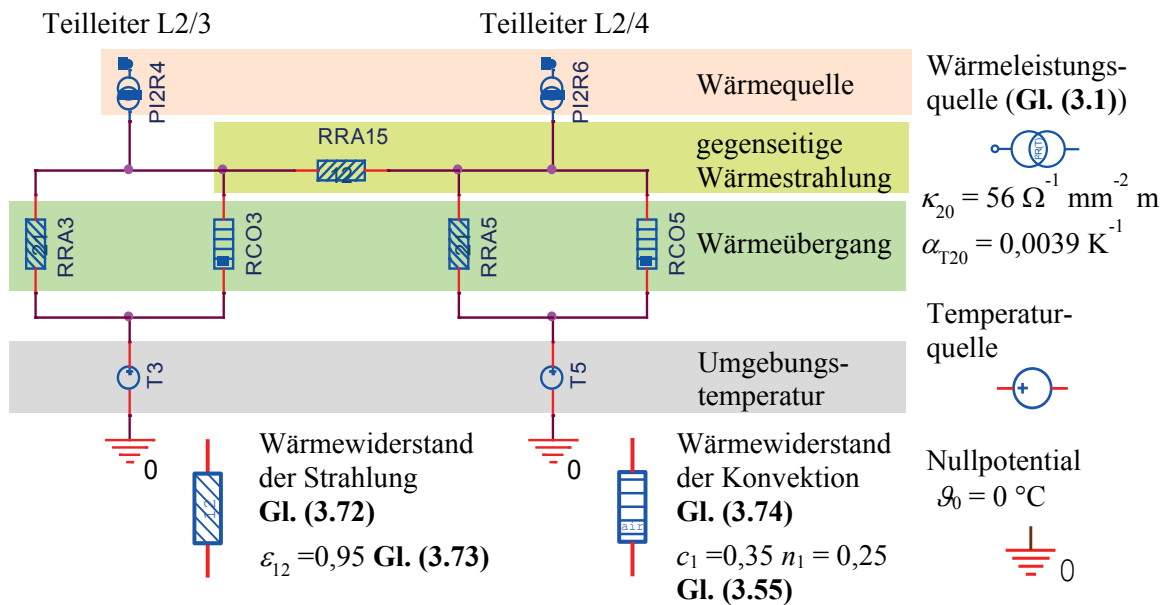


Bild 5.22: Ausschnitt aus dem Wärmenetz zum Berechnen der Temperaturen einer 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung ohne Neutralleiter

Das Wärmenetz besteht für jeden Teilleiter aus einer Wärmeleistungsquelle, die die Verlustleistung nach Gl. (3.1) des Leiterabschnittes in das Wärmenetz einspeist. Als Leistungsfaktoren k werden die mit dem FEM-Modell berechneten nach Tabelle 5.5 eingesetzt. Als Belastungsstrom I wird der über 1 h gemittelte Wert \bar{I}_L der Leiterströme aus den gemessenen Temperaturverläufen (Bild 5.21; Tabelle 5.10) eingesetzt. Die Wärmeleistung wird von jedem Teilleiter über Wärmestrahlung und Konvektion (Gl. (3.74)) an die Umgebung abgegeben. Gleichzeitig wird Wärmeleistung durch Strahlung zwischen den Teilleitern (z. B. L2/3 und L2/4) eines Leiters ausgetauscht, die mit ihren kurzen Seiten einander zugewandt sind und aufgrund der Stromverdrängung unterschiedliche Leistungsfaktoren k haben. Im Wärmewiderstand der Strahlung (Gl. (3.72)) wird der Emissionsgrad mit $\varepsilon_{12} = 0,95$ eingesetzt. Für den Wärmewiderstand der Konvektion wird die Ähnlichkeitsfunktion nach [9] und [11] von übereinander, flach verlegten Zweifachstromschienen mit dem Faktor $c_1 = 0,35$ und dem Exponenten $n_1 = 0,25$ bei freier Konvektion verwendet. In den Temperaturquellen wird der über 1 h gemittelte Wert $\bar{\vartheta}_0 = 22,4^\circ\text{C}$ der Umgebungstemperatur aus den gemessenen Temperaturverläufen (Bild 5.21) eingesetzt. Zum Vergleich werden die Temperaturen der Teilleiter auch bei einer Belastung mit Gleichstrom mit einem Leistungsfaktor von $k = 1,0$ und bei Belastung mit Wechselstrom bei einem Leistungsfaktor von $k = 1,36$ (Tabelle 5.4) mit dem Wärmenetz berechnet.

Tabelle 5.10: Gemessene Belastungsströme \bar{I}_L der Leiter und Temperaturen $\bar{\vartheta}_m$ der Teilleiter sowie mit dem Wärmenetz (Bild 5.22) berechnete Temperaturen ϑ_r der Teilleiter, einer 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems A ohne Neutralleiter

<div>→</div> <div>v</div>		Leiter	L1				L2				L3				
		\bar{I}_L / A	4211				4205				4210				
		Teilleiter	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4	
		$\bar{\vartheta}_m / ^\circ C$	53,6	91,7	54,3	96,8	95,7	80,2	94,9	78,3	94,8	52,5	94,9	53,5	
		$\vartheta_r / ^\circ C$	54,9	97,2	54,9	97,2	96,9	81,8	96,9	81,8	97,1	53,2	97,1	53,2	
		$(\bar{\vartheta}_m - \vartheta_r) / K$	-1,3	-5,5	-0,6	-0,4	-1,2	-1,6	-2,0	-3,5	-2,3	-0,7	-2,2	0,3	
(Bild 5.20)		Über 1 h (Bild 5.21) gemittelte Werte der Belastungsströme \bar{I}_L und Temperaturen $\bar{\vartheta}_m$ aus den gemessenen Temperaturverläufen $\{\vartheta_0 = 22,4\text{ }^\circ C; \Delta \vartheta_{mr} = (\bar{\vartheta}_m - \vartheta_r) = -1,8\text{ K}\}$													
		Leitertemperatur berechnet bei Belastung mit:													
		Gleichstrom ($k_{\text{=}} = 1$)		$\vartheta_{r\text{=}} = 57,5\text{ }^\circ C$				Wechselstrom ($k_{\text{=}} = 1,36$)				$\vartheta_{r\text{=}} = 69,0\text{ }^\circ C$			

Der Vergleich (**Tabelle 5.10**) zwischen den mit dem Wärmenetz berechneten ϑ_r und den an den Teilleitern gemessenen Temperaturen $\bar{\vartheta}_m$ zeigt eine gute Übereinstimmung. Die Temperaturverteilung in den Teilleitern entspricht den berechneten Leistungsfaktoren der 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems A (**Tabelle 5.5**). In Teilleitern mit kleinen Leistungsfaktoren (z. B. L1/3 $k = 0,82$) werden deutlich geringere Temperaturen $\bar{\vartheta}_{mL1/1} = 54,3 ^\circ C$ gemessen als in Teilleitern mit großen Leistungsfaktoren (z. B. L1/4 $k = 2,34$) $\bar{\vartheta}_{mL1/4} = 96,8 ^\circ C$. Abhängig von der Größe des Leistungsfaktors k ergeben sich deutliche Temperaturunterschiede zu den Belastungen der Teilleiter mit Gleich- und Wechselstrom. Die größte Differenz zur Belastung bei Wechselstrom ist am Teilleiter L1/4 mit 28,2 K zu erkennen. Die kleinste Temperaturdifferenz von 12,8 K zur Belastung bei Wechselstrom im Teilleiter L2/4 zeigt immer noch einen deutlichen Unterschied und bestätigt damit die durch die Drehstrombelastung veränderte Stromverdrängung.

Im Mittel wird mit dem Wärmenetz eine um 1,8 K höhere Temperatur berechnet. Die maximale Abweichung beträgt 5,5 K am Teilleiter L1/2. Für diesen Teilleiter ist nach **Tabelle 5.5** ein Leistungsfaktor $k_{L1/2} = 2,34$ einzusetzen. Ein ähnlicher Leistungsfaktor gilt für die Teilleiter L1/4, L3/1 und L3/3. Bei diesen Teilleitern weichen die berechneten Temperaturen nur um maximal 2,3 K (L3/1) zu den gemessenen ab. Die Temperaturen am Teilleiter L1/2 sind deutlich zu gering gemessen. Die Ursache kann hier eine zu dicke Schicht des temperaturbeständigen Klebers zwischen dem Kupferblättchen und der Schiene sein, die einen erhöhten Wärmeleitwiderstand zwischen der Schiene und dem Thermoelement verursacht. Mit diesen Ergebnissen ist die Stromverdrängung auch anhand der Erwärmung in der 4 x 60 mm x 10 mm Schienenanordnung des Systems A eindeutig nachgewiesen.

5.2 Stromwärmeverluste in Schaltgeräten und zugehörigen Betriebsmitteln

Die in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen eingebauten Schaltgeräte gehören zu denjenigen Wärmequellen, die die Erwärmung der gesamten Anlage maßgeblich mitbestimmen. Die Hersteller der Niederspannungstechnik geben in der Regel die Summen der in ihren Schaltgeräten erzeugten Verlustleistungen bei Belastung mit Bemessungsstrom bei einer bestimmten Temperatur in den Produktdatenblättern an. Diese Angaben sind für eine detaillierte Berechnung der Erwärmung der Geräte und deren Einfluss auf die Erwärmung der gesamten Niederspannungs-Schaltgerätekombination unzureichend. Ist die Strombelastung entlang einer Strombahn konstant, so sind die in ihr erzeugten Verlustleistungen proportional dem Widerstand. Um die Stromwärmeverluste zu bewerten, können die Widerstände der Strombahnen genutzt werden. Die Größe und die Verteilung der Widerstände in den Strombahnen der Schaltgeräte müssen deshalb genauer bestimmt werden. Die Strombahnen der Schaltgeräte bestehen üblicherweise aus mehreren einzelnen Bauteilen. Aufgrund der kompakten Bauweise und der relativ geringen Leiterquerschnitte können die Leistungsfaktoren k (**Kap. 5.1.1**) für die in den einzelnen Bauteilen erzeugten ohmschen Leitungsverluste vernachlässigt werden. Die Stromwärmeverluste $P_{LS}(\vartheta)$ in den Strombahnen der Schaltgeräte sind daher wesentlich vom Quadrat des Belastungsgleichstromes I_{Σ}^2 und dem Widerstand $R_M(\vartheta)$ abhängig

$$P_{LS}(\vartheta) = I_{\Sigma}^2 R_M(\vartheta). \quad (5.12)$$

$R_M(\vartheta)$ ist der temperaturabhängige Gleichstromwiderstand des Materials des Strombahnabschnittes. Er berücksichtigt die Eigenschaften des Leitermaterials und den Leiterquerschnitt. Um die elektrischen Widerstände in den Strombahnen der Schaltgeräte möglichst genau zu bestimmen, müssen die Schaltgeräte demontiert werden. Die Geometrien der einzelnen Bauteile und die eingesetzten Materialien in den Strombahnen sind zu analysieren. Ziel dabei ist es, die Strombahnen der einzelnen Bauteile so in Abschnitte zu unterteilen, dass sich deren Widerstände berechnen und/oder messen lassen. Die Einteilung sollte zudem so erfolgen, dass die Abschnitte gleichzeitig als Grundlage für den Aufbau der Wärmenetze genutzt werden können.

Die einzelnen Bauteile der Strombahnen der Schaltgeräte sind untereinander durch lösbare (z. B. geschraubte und gesteckte) oder nicht lösbare (z. B. gepresste und geschweißte), stromtragfähige, stationäre Verbindungen miteinander kontaktiert. Bedingt durch ihre Funktion sind in den Schaltgeräten bewegliche Verbindungen (Schaltkontakte) enthalten, um den Stromfluss zu unterbrechen. Die Stromwärmeverluste $P_V(\vartheta)$, die in den stromtragfähigen Verbindungen der Schaltgeräte erzeugt werden, können mit **Gl. (3.3)** berechnet werden. Der hierfür notwendige Verbindungswiderstand $R_V(\vartheta)$ ist von der Art der elektrischen Verbindung, der Beschaffenheit der Kontaktflächen, den Materialien und der Verbindungskraft abhängig

[9], [11], [43] bis [48]. Um diese unterschiedlichen Einflussgrößen zu verdeutlichen, lässt sich der Verbindungswiderstand als Summe aus dem Materialwiderstand $R_M(\mathcal{G})$, dem Engewiderstand $R_E(\mathcal{G})$ und dem Fremdschichtwiderstand $R_F(\mathcal{G})$ darstellen

$$R_V(\mathcal{G}) = R_M(\mathcal{G}) + R_E(\mathcal{G}) + R_F(\mathcal{G}). \quad (5.13)$$

Der Materialwiderstand $R_M(\mathcal{G})$ ist dabei der ideale Widerstand, der sich ergibt, wenn die beiden Bauteile der Strombahn auf der gesamten Fläche ihrer Verbindung metallisch miteinander kontaktiert wären. Durch die Rauheit der Oberflächen berühren sich die einzelnen Bauteile aber nur in wenigen sehr kleinen Flächen innerhalb der Verbindung. Sind diese Flächen mit nicht leitfähigen Fremdschichten bedeckt, kann kein Stromtransport erfolgen. In den wenigen übrigen leitfähigen Berührungsflächen, den Mikrokontakten, wird der gesamte Strom transportiert. Dabei werden die Stromdichtelinien in den Mikrokontakten eng zusammengeschnürt. Der dadurch zusätzlich verursachte Widerstand wird als Engewiderstand $R_E(\mathcal{G})$ bezeichnet. Befinden sich zwischen den Mikrokontakten leitfähige Fremdschichten, vergrößert sich der gesamte Verbindungswiderstand zudem um den Fremdschichtwiderstand $R_F(\mathcal{G})$. Der Engewiderstand und der Fremdschichtwiderstand lassen sich als Kontaktwiderstand $R_K(\mathcal{G})$ zusammenfassen

$$R_K(\mathcal{G}) = R_E(\mathcal{G}) + R_F(\mathcal{G}). \quad (5.14)$$

Der Verbindungswiderstand kann dann als Summe aus dem Materialwiderstand $R_M(\mathcal{G})$ und dem Kontaktwiderstand $R_K(\mathcal{G})$ betrachtet werden

$$R_V(\mathcal{G}) = R_M(\mathcal{G}) + R_K(\mathcal{G}). \quad (5.15)$$

Der Verbindungswiderstand unterscheidet sich vom Widerstand eines homogenen, gleichförmigen Leiters vor allem durch die Stromdichteverteilung im Verbindungsbereich. Die Ursache sind zum einen die durch die Geometrie der Verbindung bedingte Stromdichteverteilung und zum anderen die Einschnürung des Stromflusses in den Mikrokontakten. Eine eindeutige allgemeine Zuordnung der beiden Ursachen zum Materialwiderstand $R_M(\mathcal{G})$ oder dem Kontaktwiderstand $R_K(\mathcal{G})$ gibt es nicht. Für bestimmte Verbindungen ist es jedoch möglich, durch spezifische Untersuchungen des Verbindungssystems eine eindeutige Zuordnung der Ursachen zu den Widerständen zu treffen [47]. Für den allgemeinen Fall einer stromtragfähigen Verbindung ist es vorteilhaft alle Ursachen, die zu einem höheren Widerstand der Verbindung gegenüber einer homogenen Strombahn führen, vereinfacht dem Kontaktwiderstand $R_K(\mathcal{G})$ zuzuordnen. Mit den in der Literatur angegebenen Gleichungen zur Kontakttheorie [9], [11], [43] bis [48] lassen sich Verbindungswiderstände und deren Teilwiderstände mit unterschiedlichen Modellen

berechnen. Die in den Gleichungen angenommenen Parameter sind für tatsächliche Verbindungen meist unbekannt. Die Verbindungswiderstände müssen daher gemessen werden. In den Schaltgeräten der Niederspannungstechnik wird die Verbindungskraft auf die Schaltkontakte üblicherweise mit Federelementen erzeugt. Die Federelemente sind dabei in der Regel an den Gehäusen der Schaltgeräte befestigt. Die Verbindungswiderstände $R_v(\vartheta)$ können daher nur bei montierten Gehäusen der Schaltgeräte richtig gemessen werden. Um dies zu ermöglichen, müssen an den entsprechenden Abschnitten der Strombahn Spannungsabgriffe montiert werden, an denen der Spannungsfall beim Messen des Widerstandes auch bei geschlossenem Schaltergehäuse abgenommen werden kann. Die elektrischen Widerstände der einzelnen Abschnitte der Strombahnen und der stromtragfähigen Verbindungen in den Schaltgeräten wurden nach dem Prinzip der Vierleiter-Messanordnung mit einem Mikroohmmeter des Typs LoRe (**Anlage 1**) gemessen. Die einzelnen Schritte, die zum Ermitteln der Widerstände in den Schaltgeräten notwendig sind, sollen am Beispiel des Leistungsschalters der Einspeisung genauer erläutert werden.

5.2.1 Stromwärmeverluste im Leistungsschalter des Einspeisefeldes

Besonders hohe Strombelastungen sind in den Anlagen im Bereich der Einspeisungen zu finden. Der größte Teil der im Einspeisefeld der Versuchsanlage (**Bild 2.2**) erzeugten Verlustleistung entsteht im Leistungsschalter (**Tabelle 5.1**). Um Stromwärmeverluste im Schalter, die Erwärmung des Schalters selbst und dessen Wirkung auf die Erwärmung des Einspeisefeldes beschreiben zu können, ist eine genaue Analyse des Aufbaus der Strombahn notwendig. Am Ein- und Ausgang des installierten Leistungsschalters der Versuchsanlage besteht die Strombahn aus den beiden massiven Anschlüssen (**Bild 5.23**).

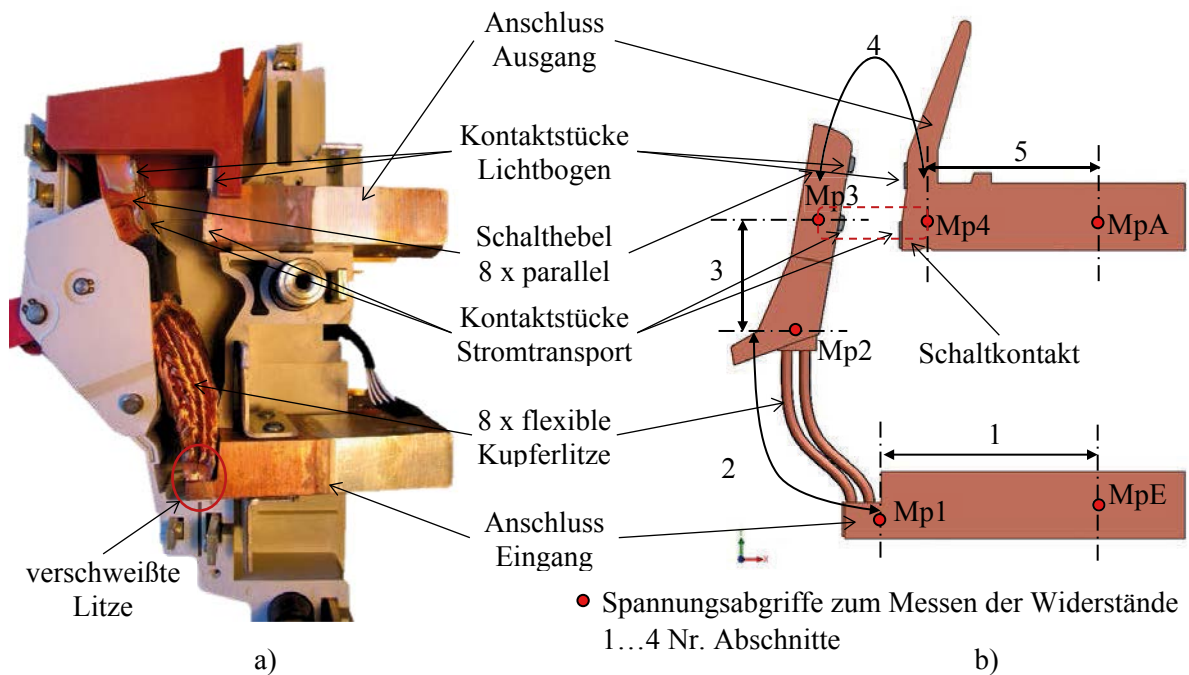


Bild 5.23: a) Demontierte Strombahn des Leistungsschalters aus dem Einspeisefeld der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination
 b) Skizze der in Abschnitte unterteilte Strombahn und Spannungsabgriffe zum Messen der elektrischen Widerstände

Um die Bewegung der Schaltkontakte durch das Schaltschloss des Leistungsschalters zu ermöglichen, kommen acht parallele Kupferlitzen zum Einsatz. Die Kupferlitzen sind zum einen mit dem massiven Anschluss des Eingangs und zum anderen mit den acht parallelen Schalthebeln durch geschweißte Verbindungen kontaktiert. Auf jedem Schalthebel und auf dem Anschluss des Ausgangs befinden sich jeweils zwei Kontaktstücke. Eines der beiden Kontaktstücke dient dem Stromtransport im eingeschalteten Zustand. Das zweite Kontaktstück übernimmt den Lichtbogen beim Ein- und Ausschalten. Ist der Einschaltvorgang vollständig abgeschlossen, sind die Kontaktstücke für den Lichtbogen zwischen den Schalthebeln und dem Anschluss des Ausgangs nicht elektrisch miteinander kontaktiert. Die stromführende Verbindung zwischen den Schalthebeln und dem Anschluss des Ausgangs wird dann allein durch die Kontaktstücke für den Stromtransport sichergestellt. Die Kontaktstücke sind auf den Schalthebeln und dem Anschluss am Ausgang des Leistungsschalters durch ein Lot befestigt. Bis auf die Kontaktstücke bestehen die einzelnen Bauteile der Strombahn aus Kupfer. Für die Kontaktstücke selbst kommen spezielle Kontaktwerkstoffe zum Einsatz [49]. Für die in dieser Arbeit untersuchten Schaltgeräte sind die Kontaktwerkstoffe und deren Eigenschaften unbekannt.

Die Strombahn des Leistungsschalters wurde so in Abschnitte unterteilt, dass sich zwischen den Messpunkten Mp die Widerstände der einzelnen Bauteile als reine Materialwiderstände

(z. B. Anschluss Einspeisung zwischen den Messpunkten MpE und Mp1) zum einen analytisch berechnen und zum anderen mit einem Mikroohmmeter messen lassen (**Bild 5.23**). Die Widerstände der Schaltkontakte der Schaltgeräte können nur durch Messen ermittelt werden. Um die Schaltkontakte in den späteren Wärmenetzen modellieren zu können, ist es zudem notwendig, den gemessenen Widerständen eine bestimmte Geometrie zuzuordnen. Am Beispiel des Schaltkontaktes im Leistungsschalter des Einspeisefeldes erfolgt dies, indem die Verbindung im Abschnitt zwischen den Messpunkten Mp3 und Mp4 als ein homogener Leiter approximiert wird (**Bild 5.24**).

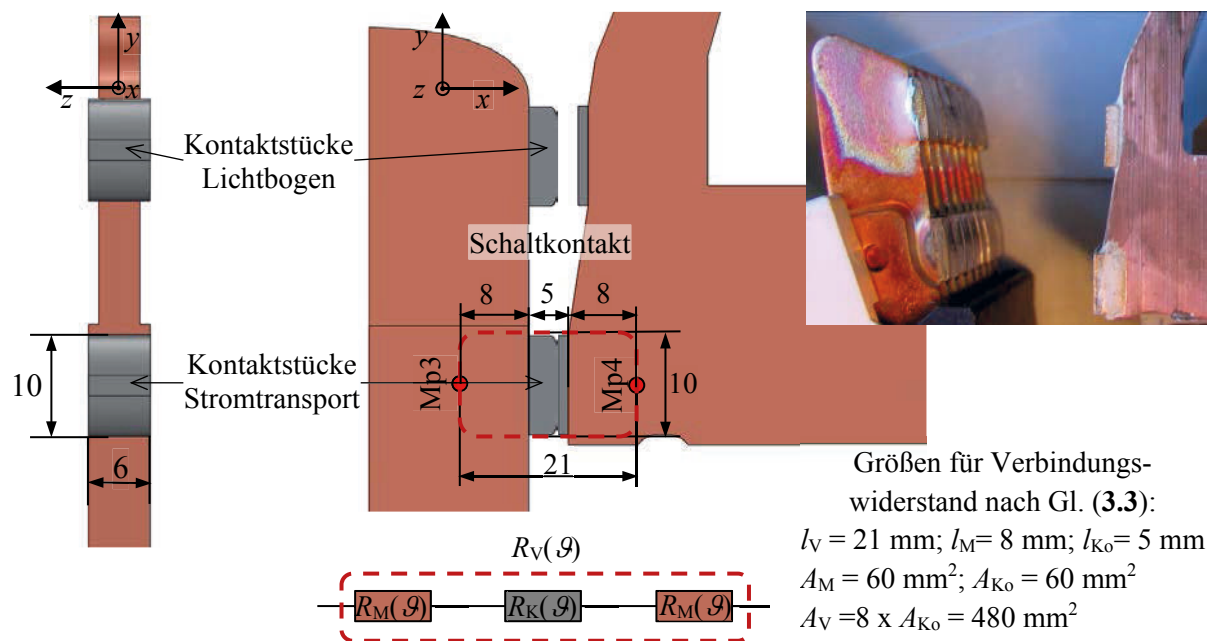


Bild 5.24: Skizze des Schaltkontaktes und Ersatzschaltbild zum Verbindungswiderstand im Leistungsschalter des Einspeisefeldes der Versuchsanlage

Die gesamte Verbindung besteht aus acht parallelen Schaltkontakten. Als Leiterquerschnitt des Verbindungswiderstandes eines einzelnen Schaltkontaktes wird der gesamte Leiterquerschnitt $A_{K0} = 60 \text{ mm}^2$ eines Kontaktstückes festgelegt. Die Bereiche des Schaltkontaktes, die aus Kupfer bestehen, werden als Materialwiderstand $R_M(\vartheta)$ der Verbindung mit dem Leiterquerschnitt $A_M = 60 \text{ mm}^2$ und der Länge $l_M = 8 \text{ mm}$ zugeordnet (**Bild 5.24**). Die unbekannten Eigenschaften des Kontaktmaterials und alle Einflüsse durch die Geometrie der Kontaktstücke, der Stromdichteverteilung aufgrund der Mikrokontakte und die Erhöhung des Widerstandes durch Fremdschichten, werden im Kontaktwiderstand $R_K(\vartheta)$ der Verbindung mit der Länge $l_M = 5 \text{ mm}$ konzentriert. Der gesamte Verbindungswiderstand, der als homogener Leiter approximiert wird, setzt sich aus den acht parallelen, einzelnen Verbindungswiderständen zusammen. Dessen Leiterquerschnitt $A_V = 480 \text{ mm}^2$ ist die Summe

aller einzelnen Leiterquerschnitte. Der Abstand zwischen den Messpunkten l_v repräsentiert die gesamte Länge des approximierten Leiters.

Um den Verbindungswiderstand der nicht lösbaren Verbindungen wie z. B. den Schweißverbindungen zu ermitteln, werden die Widerstände zwischen den Messpunkten Mp1 und Mp2 gemessen (**Bild 5.23**). Der Materialwiderstand der Kupferlitzen kann aus dem an den verschweißten Enden der Litzen bestimmten Leiterquerschnitten und der Länge der Litzen berechnet werden. Die Differenz zwischen den berechneten Materialwiderständen und den gemessenen Widerständen zwischen den Messpunkten Mp1 und Mp2 wird als Verbindungswiderstand den Schweißverbindungen zugeordnet. Da die Leiterquerschnitte in der Verbindung bekannt sind, kann der Verbindungswiderstand wieder in den Materialwiderstand und Kontaktwiderstand aufgeteilt werden (**Tabelle 5.11**). Alle acht parallelen Verbindungswiderstände der Schweißverbindungen werden, mit Blick auf die Verwendung im Wärmenetz, zweckmäßig zu einem einzigen Verbindungswiderstand zusammengefasst.

Die elektrischen Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahn des Leistungsschalters aus dem Einspeisefeld der Versuchsanlage wurden an allen drei Schalterpolen in den soeben beschriebenen Schritten bestimmt (**Tabelle 5.11**). Die höchsten Widerstände im Leistungsschalter weisen der Schaltkontakt (Abschnitt 34) und die Kupferlitzen (Abschnitt 12) auf. Der größte Teil (39 % im Schaltkontakt, 35 % in den Litzen) der im Leistungsschalter erzeugten ohmschen Leitungsverluste wird in diesen beiden Abschnitten erzeugt. Im Gegensatz zu den Kupferlitzen, die auch einen bedeutenden Anteil an der Länge ($l = 75 \text{ mm}$) der gesamten Strombahn haben, handelt es sich beim Schaltkontakt um einen örtlich sehr konzentrierten Abschnitt ($l = 12 \text{ mm}$). Um die Erwärmung des Leistungsschalters mit thermischen Modellen genau zu berechnen, ist die stromführende Verbindung des Schaltkontaktes, z. B. in Wärmenetzen als separate Wärmeleistungsquelle, zwingend zu berücksichtigen.

Tabelle 5.11: Elektrische Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahnen (Bild 5.23), im Leistungsschalter ($I_r = 2000 \text{ A}$) des Einspeisefeldes der Versuchsanlage als gemittelte Werte der Messungen aller drei Schalterpole

Bauteil	Abschnitt			Widerstand $R(20^\circ\text{C}) / \mu\Omega$			
	Nr.:	l / mm	A / mm^2	Berechnung	Messung	Zuordnung	Art
Anschluss Eingang	1	68	1560	0,778	0,78	0,78	M
Kupferlitze	2	5	395	0,335		0,335	K
		75		3,39	4,06	3,39	M
		5		0,335		0,335	K
Schalthebel	3	44	960	0,818	0,87	0,87	M
Schaltkontakt	4	8	480	0,298		0,298	M
		5			4,15	3,852	K
		8		0,298		0,298	M
Anschluss Ausgang	5	62	1560	0,710	0,72	0,72	M
Summe						10,58	
Legende							
M	Materialwiderstand			K	Kontaktwiderstand		

5.2.2 Stromwärmeverluste in den Kompaktleistungsschaltern

Neben dem Leistungsschalter des Einspeisefeldes sind auch die Kompaktleistungsschalter, die im Schaltfeld 2 der Versuchsanlage (**Bild 2.2**) installiert sind, Betriebsmittel, in denen hohe Wärmeleistungen erzeugt werden (**Tabelle 5.1**). Obwohl es eine ganze Reihe verschiedener Hersteller für Niederspannungsschaltgeräte gibt, ähneln sich die Strombahnen der Geräte in ihrem prinzipiellen Aufbau. Die einzelnen Schritte, die zum Ermitteln der elektrischen Widerstände in den Kompaktleistungsschaltern notwendig sind, entsprechen den in **Kap. 5.2.1** beschriebenen. Sie sollen beispielhaft an einem Kompaktleistungsschalter mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 400 \text{ A}$ genauer erläutert werden. Kompaktleistungsschalter sollen Anlagen und Leitungen vor Kurzschlüssen und Überlasten schützen. Dafür sind die Geräte mit einem magnetischen und einem thermischen Auslöser ausgestattet, die in einer Funktionseinheit, der Auslöseeinheit, zusammengefasst sind. Die Auslöseeinheit bildet somit einen separaten Bauteil der Strombahn (**Bild 5.25**). Als thermischer Auslöser kommen häufig Bimetalle zum Einsatz. Diese benötigen bestimmte Temperaturen, um den Überlastschutz auszulösen. Die Temperaturen werden durch ohmsche Leitungsverluste erzeugt. Die Bimetalle können entweder selbst ganz oder zum Teil in der Strombahn integriert sein oder sind direkt an die Strombahn montiert, wie im Falle des hier untersuchten Kompaktleistungsschalters (**Bild 5.25**).

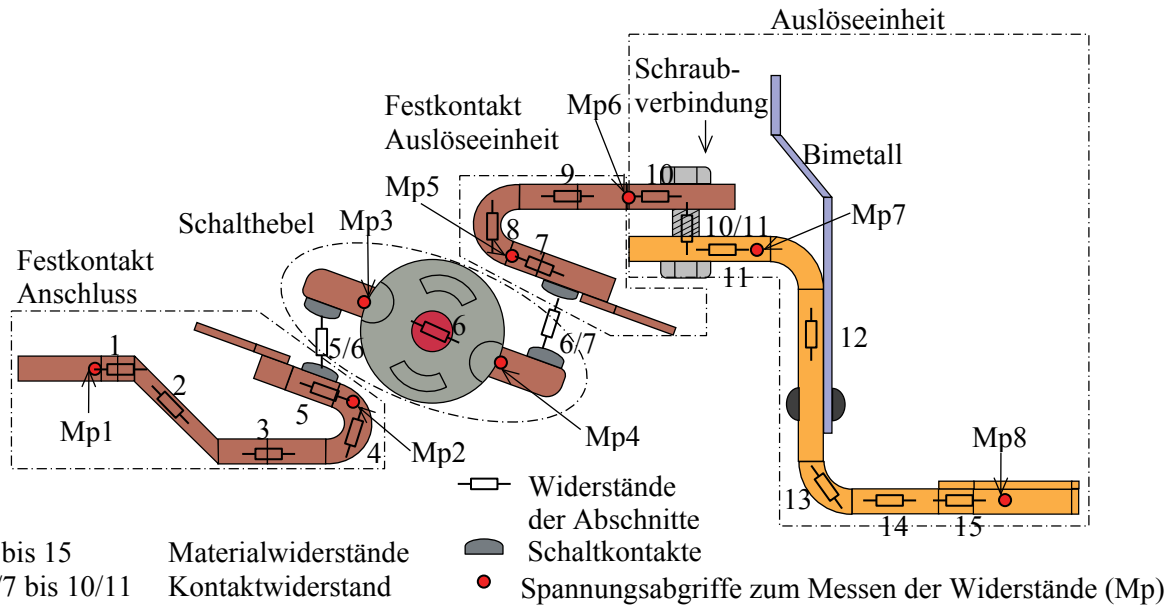


Bild 5.25 Skizze der in Abschnitte unterteilten Strombahn, Aufteilung der Widerstände und Spannungsabgriffe zum Messen der elektrischen Widerstände im 400 A Kompaktleistungsschalter der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Die Bewegung beim Schaltvorgang wird durch den in seiner Mitte drehbar gelagerten Schalthebel realisiert. Auf dem Schalthebel sind zwei Kontaktstücke durch ein Lot befestigt. Jeweils ein Kontaktstück befindet sich auf den Festkontakten. Der Festkontakt und die Auslöseeinheit sind durch eine Schraube miteinander verbunden. Die Leiterquerschnitte variieren in den einzelnen Bauteilen der Strombahn. Die Strombahn muss daher in wesentlich mehr einzelne Abschnitte unterteilt werden (**Bild 5.25**), als es für den Leistungsschalter des Einspeisefeldes notwendig ist (**Kap. 5.2.1**). Erst durch die feinere Unterteilung ist es möglich, die Widerstände der Abschnitte analytisch zu berechnen (**Tabelle 5.12**).

Tabelle 5.12: Elektrische Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahnen (Bild 5.25), in einem Kompaktleistungsschalter ($I_r = 400 \text{ A}$) der Versuchsanlage als gemittelte Werte der Messungen aller drei Schalterpole

Bauteil	Material	Abschnitt				R(20 °C) / μΩ			
		Nr.:	A / mm²	l / mm	Mp	Rechnung	Messung	Zuordnung	Art
Festkontakt Anschluss	Kupfer	1	88	25	1-2	1,60	7,01	1,6	M
		2	145	17		2,09		2,1	M
		3	113	9		1,42		1,4	M
		4	145	16		1,96		1,9	M
Schaltkontakt A	Kupfer und Kontaktmaterial	5	165	9	2-3	0,97	32,87	1,0	M
		5/6	60	4				32,0	K
Schalthebel	Kupfer	6	60	42	3-4	12,5	12,46	12,5	M
Schaltkontakt B	Kupfer und Kontaktmaterial	6/7	60	4	4-5		29,97	29,0	K
		7	165	9		0,97		1,0	M
Schraubverbindung	Messing CuZn15 und Kupfer	8	145	16	5-6	1,96	4,35	2,5	M
		9	113	9		1,42		1,8	M
Schraubverbindung	Messing CuZn15 und Kupfer	10	145	17	6-7	2,09	11,98	2,1	M
		10/11	60	4				2,1	K
		11	89	23		7,81		7,8	M
Auslöseinheit	Messing CuZn15	12	114	30	7-8	15,27	34,99	15,3	M
		13	114	7		2,93		2,9	M
		14	96	20		9,89		9,9	M
		15	61	22		6,80		6,9	M
Summe								133,8	
Legende									
M	Materialwiderstand					K	Kontaktwiderstand		

Die Messpunkte (Mp) zum Messen der Widerstände in der Strombahn sind so gewählt, dass die Verbindungswiderstände der Schaltkontakte und der verschraubten Verbindung zwischen Festkontakt und Auslöseeinheit mit einem Mikroohmmeter gemessen werden können. Die Aufteilung bzw. Zuordnung zum Material- und Kontaktwiderstand der Verbindung erfolgt äquivalent wie beim Leistungsschalter des Einspeisefeldes (**Kap. 5.2.1**).

Betrachtet man die Verteilung der Strombahnwiderstände, erkennt man deutlich, dass die Materialwiderstände der Auslöseeinheit (**Tabelle 5.12**) im Vergleich zu den übrigen Materialwiderständen besonders hoch sind. Grund dafür ist der Einsatz von Messing (CuZn15) als Leitermaterial. Folglich ist auch der Anteil der ohmschen Leistungsverluste in der Auslöseeinheit mit 26 % an den gesamten Verlustleistungen im Kompaktleistungsschalter groß.

Diese muss in thermischen Modellen, wie z. B. den Wärmenetzen, berücksichtigt werden. Ebenso wie im Leistungsschalter des Einspeisefeldes sind auch die Schaltkontakte im Kompaktleistungsschalter bedeutende Verlustleistungsquellen. Durch die Aufteilung in zwei bewegliche Verbindungen verteilen sich die Widerstände, und somit die Verlustleistungen, entlang der Strombahn besser. Die Widerstände der Schaltkontakte summieren sich dennoch auf 47 % der gesamten Verlustleistungen im Kompaktleistungsschalter. Sie sind daher für die Berechnungen der Erwärmung von Kompaktleistungsschaltern immer eigenständig zu betrachten.

Als besondere Schwierigkeit hat sich, in allen untersuchten Kompaktleistungsschaltern, herausgestellt, dass die gemessenen Verbindungswiderstände der Schaltkontakte auch im selben Gerät stark variieren (**Tabelle 5.13**).

Tabelle 5.13: Elektrische Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahnen (Bild 5.25), in einem Kompaktleistungsschalter ($I_r = 400 \text{ A}$) der Versuchsanlage, gemessen in allen drei Schalterpolen

Bauteil	Material	Mp	$R(20 \text{ °C}) / \mu\Omega$			
			L1	L2	L3	Art
Festkontakt Anschluss	Kupfer	1-2	7,37	6,82	6,83	M
Schaltkontakt A	Kupfer und Kontaktmaterial	2-3	30,3	25,6	42,72	V
Schalthebel	Kupfer	3-4	12,9	12	12,47	M
Schaltkontakt B	Kupfer und Kontaktmaterial	4-5	30,1	20,6	39,2	V
Festkontakt Auslöseeinheit	Kupfer	5-6	4,36	4,53	4,15	M
Schraubverbindung	Messing CuZn15 und Kupfer	6-7	12,0	11,75	12,2	V
Auslöseeinheit	Messing CuZn15	7-8	34,78	35,75	34,45	M
Summe		1-8	131	117,8	151,8	
Legende						
M	Materialwiderstand		V	Verbindungswiderstand		

Die Verbindungswiderstände der Schaltkontakte wurden daher an vier unterschiedlichen Kompaktleistungsschaltern mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 160 \text{ A}$ verschiedener Hersteller wiederholt gemessen. Die Verbindungswiderstände der Schaltkontakte aller drei Schalterpole jedes Schalters wurden nacheinander 25-mal mit einem Mikroohmmeter des Typs LoRe (**Anlage 1**) gemessen. Dabei wurden der Messstrom ($I_{\text{mess}} < 20 \text{ A}$) und die Pausenzeiten ($t_P > 1 \text{ min}$) so gewählt, dass sich während der Messungen die Schaltkontakte nur gering erwärmten. Anschließend wurde der jeweilige Schalter aus- und wieder eingeschaltet und die Messungen wiederholt. Der gesamte Messzyklus wurde für alle Schalter 10-mal durchgeführt.

Die Ergebnisse zeigen stark unterschiedliche Verbindungswiderstände R_V der Schaltkontakte in den untersuchten Kompaktleistungsschaltern bei Umgebungstemperatur ($\vartheta_0 \approx 20\text{ °C}$) (**Bild 5.26**). Die Unterschiede bestehen dabei nicht nur zwischen den Schaltkontakten verschiedener Schalter, sondern auch zwischen den Polen desselben Schalters.

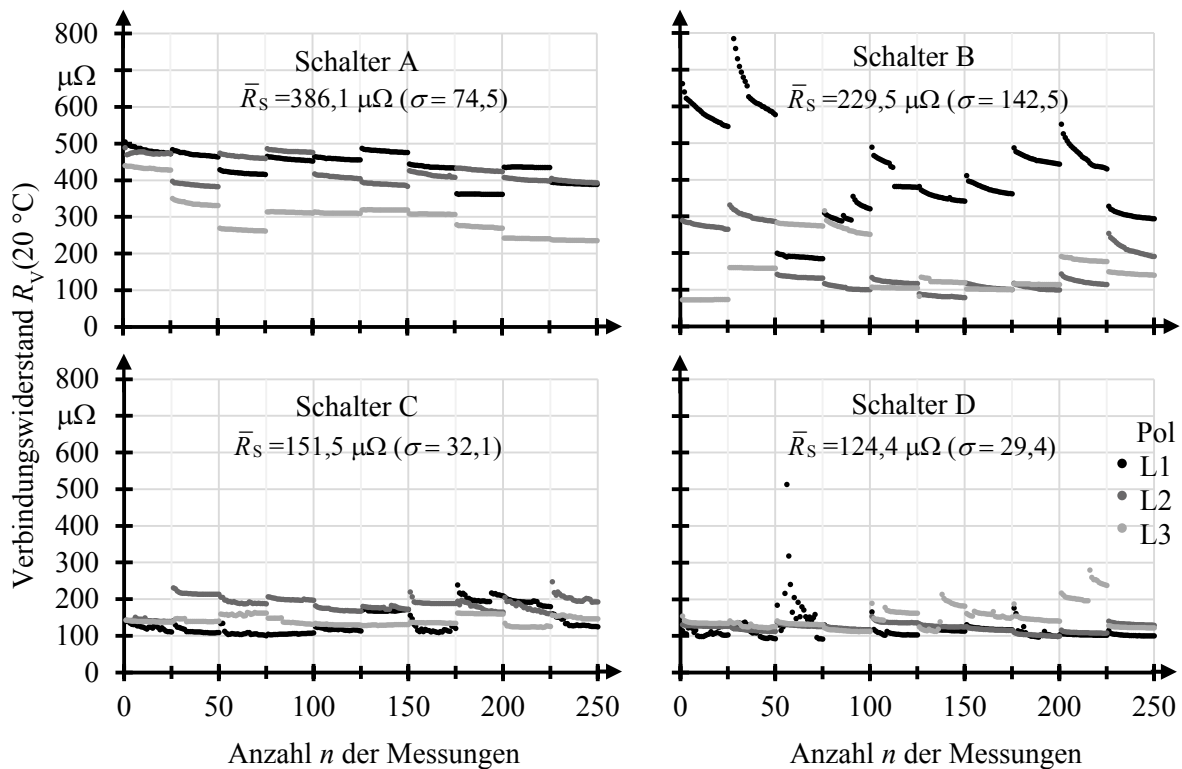


Bild 5.26: Verbindungswiderstand der Schaltkontakte abhängig von der Anzahl der Messungen und Schaltungen, gemessen an den drei Schalterpolen von vier unterschiedlichen Kompaktleistungsschaltern (A bis D) mit einem Bemessungsstrom von $I_r=160\text{ A}$ verschiedener Hersteller:
Alle Schalter wurden mehrfach strom- und spannungslos geschaltet. Nach jedem Schaltvorgang wurde 25-mal gemessen. \bar{R}_S ist der Mittelwert der letzten Werte (Anlage 4) eines Messzyklus und σ die zugehörige Standardabweichung in einem Schalter.

Nach dem Einschalten wird am Anfang jedes Messzyklus ein anderer Anfangswert des Verbindungswiderstandes gemessen. Mit wenigen Ausnahmen verkleinern sich die Verbindungswiderstände der Schaltkontakte mit zunehmender Anzahl n der Messungen innerhalb eines Messzyklus anfänglich sehr deutlich und am Ende des Messzyklus immer geringer. Die Verbindungswiderstände nähern sich exponentiell einem stabilen Endwert an. Nach dem Schalten kann der neue Anfangswert des Verbindungswiderstandes größer oder kleiner als der Endwert des vorangegangenen Messzyklus sein. Um die Verbindungswiderstände für eine thermischen Berechnung zu nutzen, kann daher nur der in einem Zyklus gemessene Endwert herangezogen werden (**Anlage 4**). Aus den Messreihen

ergeben sich für die Verbindungswiderstände jedes einzelnen Schalterpols der Mittelwert \bar{R}_P und die zugehörige Standardabweichung σ_P (**Anlage 4**) und für die Verbindungswiderstände jedes Schalters der Mittelwert \bar{R}_S und die zugehörige Standardabweichung σ_S (**Bild 5.26**). Diese Werte können orientierend genutzt werden, um allgemeine Berechnungen zur Erwärmung der Kompaktleistungsschalter durchzuführen. Um die Wärmenetze für einen bestimmten Kompaktleistungsschalter anhand von Erwärmungsversuchen zu verifizieren, sind jedoch die tatsächlichen in diesem Versuch vorliegenden Verbindungswiderstände R_V der Schaltkontakte jedes Schalterpoles zu berücksichtigen.

5.2.3 Stromwärmeverluste in den Lasttrennschaltern mit Sicherungen

Die Hauptwärmequellen im Schaltfeld 2 der Versuchsanlage (**Bild 2.2**) sind die installierten Lasttrennschalter mit Sicherungen (**Tabelle 5.1**). Der Aufbau dieser Schaltgeräte, das Aufteilen in die Abschnitte der Strombahnen und die Verteilung der Strombahnwiderstände sollen am Beispiel eines Lasttrennschalters mit Sicherungen für Sicherungseinsätze mit Messerkontakten der Größe NH 3 mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 630 \text{ A}$ erläutert werden. Die Einsatzgebiete und die Anforderungen der Sicherungen als Schutzeinrichtung sind sehr vielfältig [50] und [51]. Trotz des von außen sehr einfach erscheinenden Aufbaus sind die Sicherungseinsätze sehr komplexe Betriebsmittel, die nicht ohne genaue Kenntnis der Konstruktion thermisch berechnet werden können. Die Erwärmung von Sicherungseinsätzen wird deshalb in einer eigenständigen Arbeit untersucht [52]. Um die Erwärmung der Lasttrennschalter mit Sicherungen unabhängig von den Sicherungseinsätzen bewerten zu können, wurden in dieser Arbeit alle Untersuchungen mit Trennmessern aus Kupfer oder Messing durchgeführt.

Die Lasttrennschalter mit Sicherungen der Versuchsanlage sind in Leistenbauform ausgeführt. Für die Installation in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind die Lasttrennschalter mit Steckverbindern ausgestattet, mit denen die Lasttrennschalter auf die Feldverteilerschienen eines Schaltfeldes aufgesteckt werden können (**Bild 5.27**). Die Lasttrennschalter mit Sicherungen in Leistenbauform sind in verschiedene Funktionsräume unterteilt. In der unteren Ebene befinden sich die voneinander getrennten Schaltkammern und die Sicherungseinheiten der drei Schalterpole. In der oberen Ebene werden die Kabelanschlüsse für alle drei Strombahnen in einem gemeinsamen Raum zusammengeführt. In den Schaltkammern befinden sich jeweils vier Festkontakte A bis D. Die Verbindungen der beiden Schaltkontakte in jeder Schaltkammer werden durch jeweils drei parallele Schaltstücke realisiert. Die Federkontakte bilden das Sicherungsunterteil zur Aufnahme der Sicherungseinsätze oder der Trennmesser.

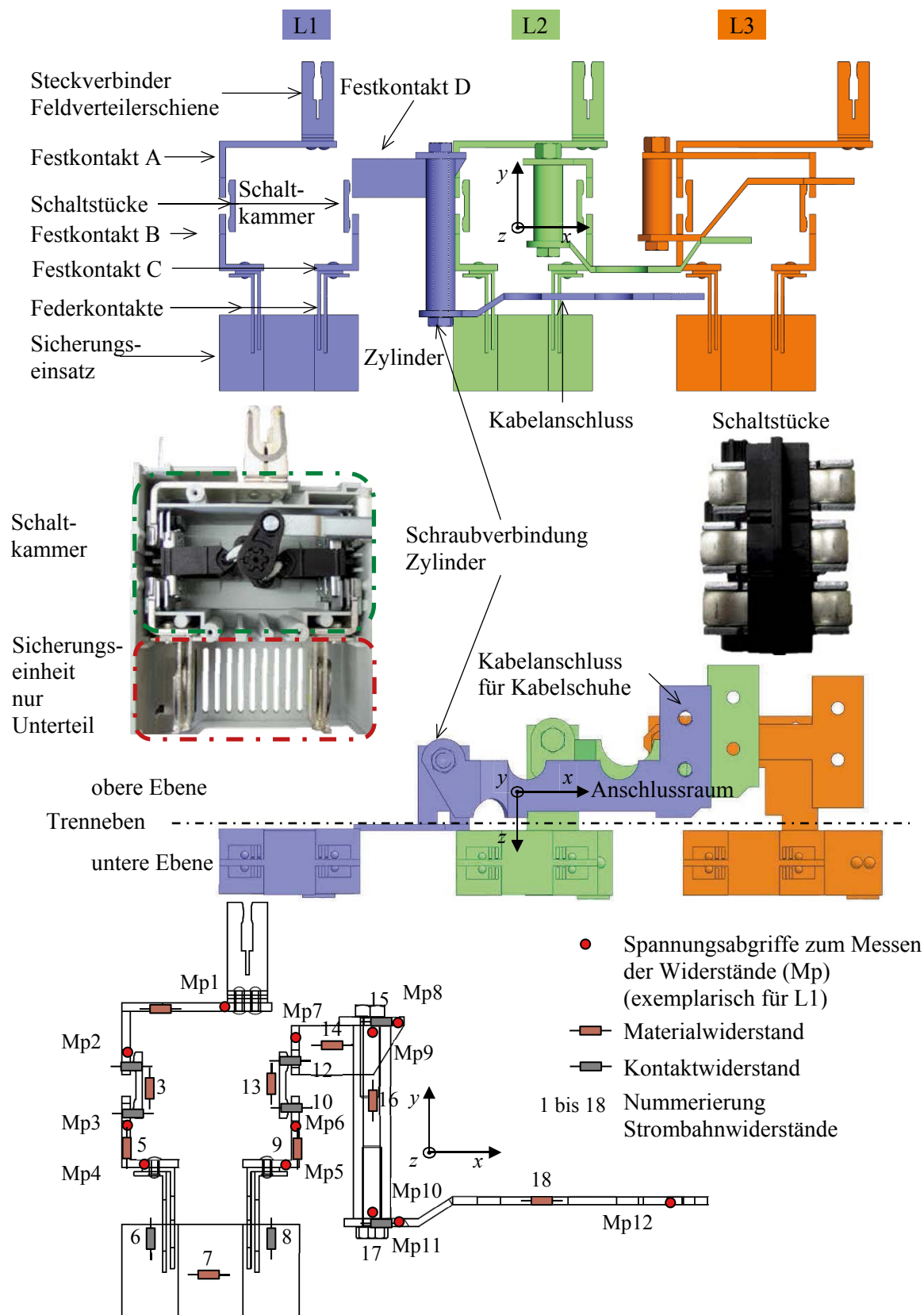


Bild 5.27: Skizze der in Abschnitte unterteilten Strombahn, Aufteilung der Widerstände und Spannungsabgriffe zum Messen der elektrischen Widerstände im Lasttrennschalter mit Sicherungen der Größe NH 3 ($I_r = 630 \text{ A}$) der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Die Festkontakte D der drei Schalterpole sind so gestaltet, dass sie die Strombahnen von der unteren Ebene mit der Schaltkammer und dem Sicherungsunterteil in die obere Ebene zu den Kabelanschlüssen führen. Mit Hilfe von Zylindern werden die Abstände zwischen den Kabelanschlüssen der Strombahnen der drei Schalterpole sichergestellt. Bedingt durch die Leistenbauform sind die Abmessungen der einzelnen Bauteile der Strombahnen der drei Schalterpole in den Lasttrennschaltern unsymmetrisch zueinander. Damit ergeben sich auch für die Einteilung in Abschnitte und die daraus resultierenden Widerstände der Strombahnen Unterschiede (**Tabelle 5.14**).

Tabelle 5.14: Elektrische Widerstände der in Abschnitte unterteilten Strombahnen (Bild 5.27), in einem Lasttrennschalter mit Sicherungen der Größe NH 3 ($I_r = 630$ A) der Versuchsanlage

Bauteil		Abschnitt						R(20 °C) / μΩ			
		Nr.:	l / mm			A / mm ²	Mp				
			L1	L2	L3			L1	L2	L3	Art
Schaltkammer	Festkontakt A	1	105	135	170	252	1-2	6,20	7,80	9,46	M
	Schaltkontakt A	2					2-3	16,6	13,9	14,6	K
	Schaltstücke	3	40			3 x 54,6		4,8	4,8	4,8	M
	Schaltkontakt B	4						16,6	13,9	14,6	K
	Festkontakt B	5	24			252	3-4	1,34	1,35	1,33	M
Sicherungs- einheit	Federkontakt B	6				160	4-5	16,0	14,1	14,9	K
	Trennmesser	7	103,5			182		40,0	40,0	40,0	M
	Federkontakt C	8				160		16,0	14,1	14,9	K
Schalt- kammer	Festkontakt C	9	24			252	5-6	1,42	1,29	1,39	M
	Schaltkontakt C	10					6-7	25,1	17,7	16,8	K
	Schaltstücke	11	40			3 x 54,6		4,8	4,8	4,8	M
	Schaltkontakt D	12						25,1	17,7	16,8	K
Anschlussraum	Festkontakt D	13	95	76	197	153	7-8	10,6	8,5	14,1	M
	Schraubverbindung	14						0,81	0,7	0,85	K
	Zylinder	15	120	58	60	283	9-10	6,62	3,23	3,30	M
	Schraubverbindung	16						1,21	0,75	1,13	K
	Kabelanschluss	17	200	179	150	225	11-12	19,2	17,9	10,7	M
Summe								271	234	235	
Legende											
M	Materialwiderstand						K	Kontaktwiderstand			

So haben die Zylinder aller drei Schalterpole den gleichen Leiterquerschnitt. Aufgrund der unterschiedlichen Längen variieren jedoch die elektrischen Widerstände zwischen $6,62\ \mu\Omega$ und $3,23\ \mu\Omega$. Auch ohne Sicherungseinsätze werden in den untersuchten Lasttrennschaltern die höchsten Widerstände in der Sicherungseinheit (Mp4-5) gemessen. Bis zu 26,5 % (L1) der gesamten, in der Strombahn eines Schalterpols erzeugten ohmschen Leistungsverluste werden in der Sicherungseinheit erzeugt, auch wenn statt eines Sicherungseinsatzes ein Trennmesser verwendet wird. Die eingesetzten Trennmesser aus Messing (CuZn36 , $\kappa_{20} = 15\ \text{MS m}^{-1}$) haben bei einem Leiterquerschnitt von $182\ \text{mm}^2$ einen Widerstand von $R(20\ ^\circ\text{C}) = 40\ \mu\Omega$ zwischen den beiden Federkontakten. Die Schmelzleiter von Sicherungseinsätzen bestehen aus Kupfer- oder Silberbändern [51], die weitaus geringere Leiterquerschnitte haben und damit größere Widerstände aufweisen als die eingesetzten Trennmesser. So wurden z. B. an den zuvor im untersuchten Lasttrennschalter installierten Sicherungseinsätzen ($I_r = 630\ \text{A}$) Widerstände von $R(20\ ^\circ\text{C}) = 69\ \mu\Omega$ zwischen den Federkontakten gemessen. Die Widerstände der Federkontakte, die das Sicherungsunterteil der Sicherungseinheit bilden, betragen hingegen maximal $16,0\ \mu\Omega$ und sind damit den Widerständen der Schaltkontakte ähnlich. Der höchste Widerstand wurde in der Schaltkammer zwischen den Messpunkten Mp6 und Mp7 im Schalterpol L1 gemessen. Berücksichtigt man den Materialwiderstand der Schaltstücke, so ergeben sich die Kontaktwiderstände der Schaltkontakten C und D zu $25,1\ \mu\Omega$. Pro Schaltkontakt werden hier 9,3 % der Gesamtverluste erzeugt.

Für die Wärmenetze der Lasttrennschalter mit Sicherungen sind daher, neben den Schaltkontakten, vor allem die Bauteile der Sicherungseinheit als Verlustleistungsquellen zu beachten.

5.3 Wirbelstrom- und Hystereseverluste in Metallteilen

5.3.1 Berechnung der Wärmeleistungen von Wirbelströmen- und Hysterese

In den Anlagen der Elektroenergieübertragung entstehen die Wärmeleistungen durch Wirbelströme und Hysterese in den Gehäusen, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen aus Metall, die von einem magnetischen Wechselfeld durchdrungen sind. Wirbelstrom- und Hystereseverluste sind dann berechenbar, wenn zum einen die magnetische Flussdichte B (Gl. (3.7)) und die magnetische Feldstärke H (Gl. (3.16)) im Metallteil bekannt sind. Zum anderen werden die Materialeigenschaften des vom magnetischen Wechselfeld durchsetzten Materials benötigt.

5.3.1.1 Materialeigenschaften

Die magnetische Flussdichte B ist eine Funktion der magnetischen Feldstärke $B = f(H)$ (Gl. (4.6)). Verknüpft ist die magnetische Flussdichte mit der magnetischen Feldstärke durch die Materialeigenschaft der Permeabilität

$$\mu = \mu_0 \mu_r. \quad (5.16)$$

Diese ist das Produkt aus der magnetischen Feldkonstante $\mu_0 = 4 \pi 10^{-7} \text{ V s A}^{-1} \text{ m}^{-1}$ und der relativen Permeabilität μ_r . Die relative Permeabilität μ_r ist eine Materialeigenschaft. Als Werkstoffe für Gehäuse, Einbauplatten, Wände, Umhüllungen und Verkleidungen kommen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen hauptsächlich verschiedene Sorten von Baustählen und Edelstählen zum Einsatz. Der Werkstoff Stahl ist eine Eisen-Kohlenstoff-Legierung, dessen Anteil an Eisen größer als der jedes anderen Elementes und dessen Kohlenstoffgehalt kleiner als 2 % ist. Andere Elemente können enthalten sein. Stahl wird anhand seiner chemischen Zusammensetzung (unlegierte, nichtrostende und andere legierte Stähle) und seiner Güte (z. B. Qualitätsstahl und Edelstahl) eingeteilt [53]. Die Bezeichnung der Stahlsorten erfolgt zum einen mit Kurznamen (z. B. S335NL1, X120Mn12, usw.) nach ihrem Verwendungszweck und den mechanischen bzw. physikalischen Eigenschaften (S Stahl für Stahlbau, E Maschinenbaustähle, M Elektroblech und -band usw.) oder nach der chemischen Zusammensetzung (C Kohlenstoffstähle, X legierte Stähle usw.) [54]. Zum anderen können Stahlsorten mit ihrer Werkstoffnummer (1.0546, 1.3401 usw.) eindeutig bezeichnet werden [55]. Für Gehäuse, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden hauptsächlich Stahlsorten für den Stahlbau, im Allg. „Baustahl“, verwendet. Diese gehören zu den unlegierten Stählen, bei denen keines der tabellierten Elemente die Grenzwerte einhalten muss [53]. Die maßgeblichen Anforderungen an diese Stahlsorten sind mechanische Festigkeit (z. B. S335 Streckgrenze 335 N mm⁻²), Zähigkeit, Schweißneigung und Umformbarkeit [56]. Eine genaue Zusammensetzung der Legierung ist nicht gefordert. Die elektrischen (Leitfähigkeit κ_{20}) und

magnetischen (relative Permeabilität μ_r) Eigenschaften sind anders als z. B. bei Stählen für Elektrobleche nicht Teil der Anforderungen und somit nicht in den Werkstoffblättern tabelliert. Die elektrischen und magnetischen Eigenschaften können daher auch bei derselben Sorte Baustahl mit derselben Kurzbezeichnung bzw. Werkstoffnummer variieren. Für besondere Anwendungen (z. B. chem. aggressive Umgebungsbedingungen) oder spezifische Anforderungen (magnetische Eigenschaften, geringe elektrische Leitfähigkeit) kommen für Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen auch legierte Edelstähle zum Einsatz. Eine der am häufigsten eingesetzten Edelstahlsorten ist X5CrNi18-10 (WNr.: 1.4301), der auch heute noch unter dessen alter Bezeichnung als V2A bekannt ist. Aufgrund der Anforderungen an diese Stahlsorte sind hier die elektrischen und magnetischen Eigenschaften sehr gut bekannt.

Um die magnetischen Eigenschaften von Materialien zu bestimmen, werden deren Magnetisierungskurven gemessen ([18], [42] und [57] bis [63]). Ohne die Hysterese der Magnetisierung zu berücksichtigen (Neukurve) erhält man damit die magnetische Flussdichte $B = f(H)$ und die relative Permeabilität $\mu_r = f(H)$ als Funktionen der magnetischen Feldstärke (Bild 5.28).

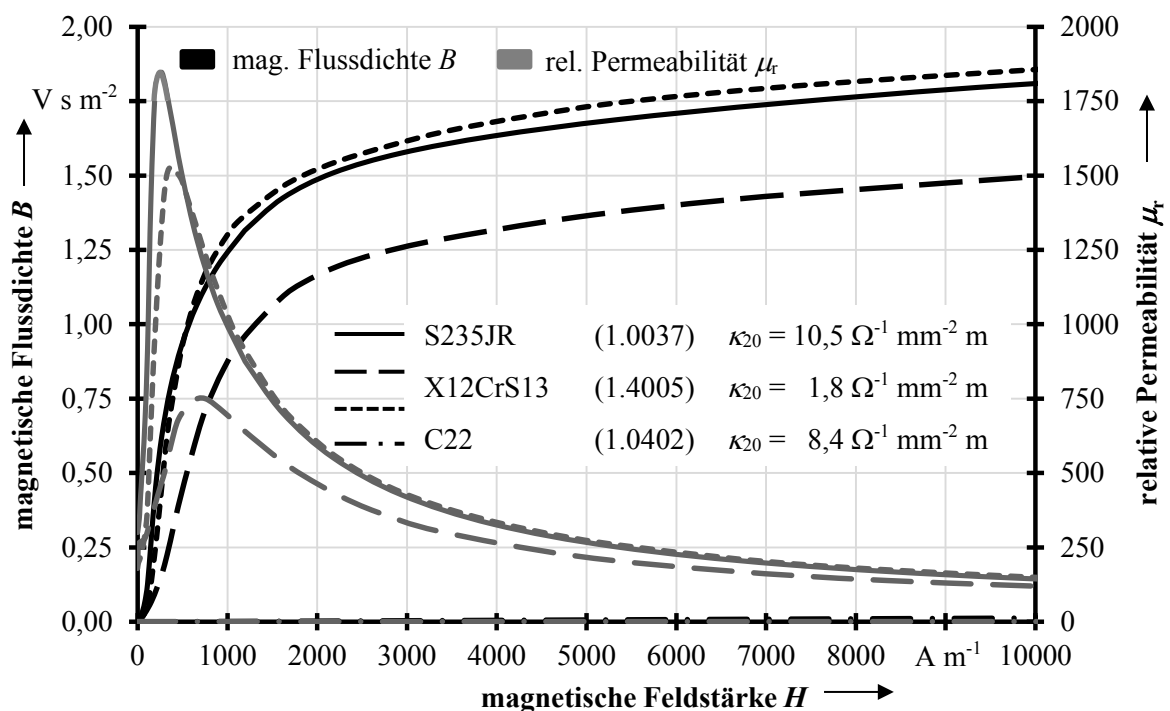


Bild 5.28: magnetische Flussdichte B und relative Permeabilität μ_r verschiedener Stähle (Neukurve), abhängig von der magnetischen Feldstärke H [57] bis [63]

Bei den hier betrachteten Stahlsorten zeigen der Baustahl S235JR (1.0037) und der Kohlenstoffstahl C22 (1.0402), aber auch der legierte Edelstahl X12CrS13, deutlich ferromagnetisches Verhalten. Das Maximum der relativen Permeabilität tritt bei magnetischen Feldstärken kleiner als $H = 1000 \text{ A m}^{-1}$ auf. Der betrachtete Baustahl S235JR erreicht seine

maximale relative Permeabilität von $\mu_r = 1846$ bei einer magnetischen Feldstärke kleiner als $H = 270 \text{ A m}^{-1}$ und wird mit zunehmender Feldstärke kleiner. Ab magnetischen Feldstärken größer als $H = 3000 \text{ A m}^{-1}$ sind für die hier betrachteten ferromagnetischen Stähle zunehmend deutliche Sättigungszustände zu erkennen [17]. Die Edelstahlsorte X5CrNi18-10 hingegen weist ein paramagnetisches Verhalten gegenüber der magnetischen Feldstärke auf. Die relative Permeabilität ist konstant bei $\mu_r = 1,02$. Die elektrische Leitfähigkeit κ_{20} bei 20°C des betrachteten Baustahls S235JR ist 7,5-mal größer als des Edelstahls X5CrNi18-10.

5.3.1.2 Magnetische Feldstärke

Sind die magnetischen Eigenschaften der Materialien, abhängig von der magnetischen Feldstärke, und die elektrischen Eigenschaften bekannt, kann mit den Gln. (3.7) bis (3.9) die Verlustleistung berechnet werden. Als Bedingung dabei gilt zum einen, dass es sich um ein ebenes magnetisches Wechselfeld handelt, der Induktionsfluss $\vec{\phi}$ das Metallteil also hauptsächlich in Richtung einer der Längsachsen durchsetzt. Zum anderen gilt, dass der Großteil des induzierten Stromes nur in eine Richtung im Metallteil fließt. Diese beiden Bedingungen sind immer dann erfüllt, wenn dünnwandige Metallteile, z. B. Bleche von nur einer geringen Dicke d gegenüber dem gesamten Volumen V , parallel zu stromführenden Leitern montiert sind (**Bild 5.29**).

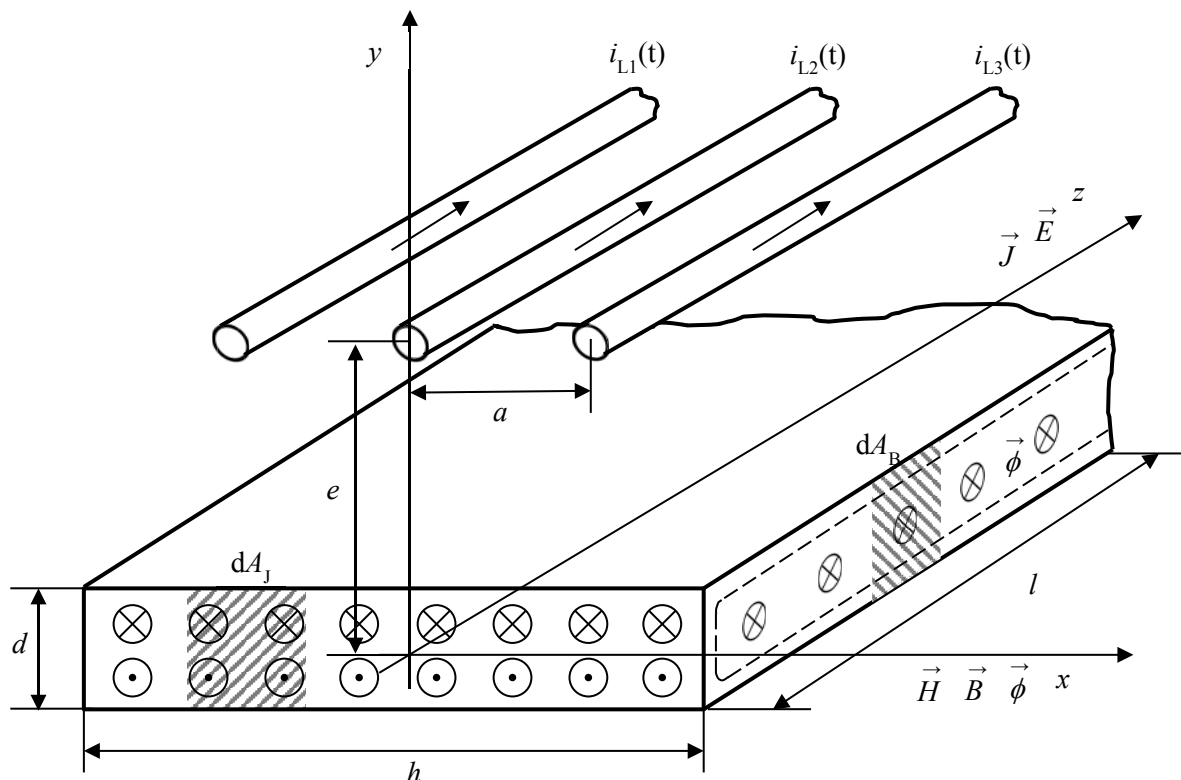


Bild 5.29: magnetisches Wechselfeld im benachbarten Blech einer Drehstromleitung

In Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind solche Bleche z. B. als Trenn-, Rück-, Seiten- und Schottwände als Teile von Gehäusen und Umhüllungen zu finden. Geringe Abstände zwischen Strom führenden Leitern und Gehäuseteilen, sowie große Belastungsströme sind in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen vor allem im Bereich der Sammel- und Feldverteilerschienen zu finden (**Bild 2.3** und **Bild 2.4**). Hier werden die Metallteile von hohen magnetischen Wechselfeldern durchdrungen. Diese magnetischen Wechselfelder werden von Drehstrom-Systemen mit mehreren Teilleitern verursacht. Für die mit der **Gl. (3.7)** zu berechnenden Verluste durch Wirbelströme müssen die Induktion \hat{B}_m bzw. die magnetischen Feldstärken \hat{H}_m als zeitliches Maximum des Mittelwerts der Feldverteilung der vom Induktionsfluss durchsetzten Fläche dA_B im Metallteil bekannt sein (**Bild 5.29**).

Die magnetischen Feldgrößen eines Drehstromsystems folgen aus der Überlagerung der Wechselstromgrößen jedes einzelnen Leiters. Aus dem Durchflutungsgesetz **Gl. (4.1)** ergibt sich der Betrag $|\vec{H}_{Li}|$ des Vektors der magnetischen Feldstärke im Abstand r_{Li} um einen einzelnen geraden vom Strom I_{Li} durchflossenen zylindrischen Leiter Li mit:

$$|\vec{H}_{Li}| = \frac{I_{Li}}{2\pi r} \quad (5.17)$$

Wird der Strom I_{Li} im Leiter als komplexe Größe dargestellt (**Bild 5.30**)

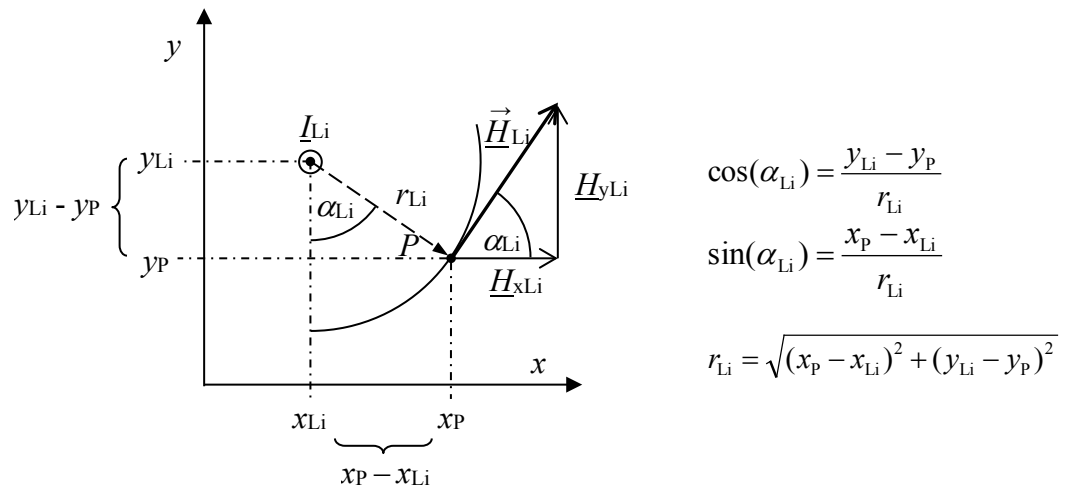


Bild 5.30: Vektorkomponenten der magnetischen Feldstärke \vec{H} im Punkt P

erhält man in einem beliebigen Punkt P der x - y -Ebene im Abstand r_{Li} vom Leiter Li den komplexen Feldstärkevektor \vec{H}_{Li} [64] und [65]

$$\vec{H}_{Li} = \begin{pmatrix} H_{xLi} \\ H_{yLi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} |\vec{H}_{Li}| \cos(\alpha_{Li}) \\ |\vec{H}_{Li}| \sin(\alpha_{Li}) \end{pmatrix}, \quad (5.18)$$

dessen x - und y -Komponenten mit Hilfe des Winkels α_{Li} berechnet werden können:

$$H_{xLi} = \frac{I_{Li}}{2\pi r_{Li}} \cos(\alpha_{Li}) = \frac{I_{Li}}{2\pi} \frac{y_{Li} - y_P}{(x_P - x_{Li})^2 + (y_{Li} - y_P)^2} \quad (5.19)$$

$$H_{yLi} = \frac{I_{Li}}{2\pi r_{Li}} \sin(\alpha_{Li}) = \frac{I_{Li}}{2\pi} \frac{x_P - x_{Li}}{(x_P - x_{Li})^2 + (y_{Li} - y_P)^2}. \quad (5.20)$$

Für die drei Leiter eines Drehstromsystems überlagern sich die komplexen x - und y -Komponenten zu ([17], [64] und [66]):

$$\underline{H}_x = \sum_{i=1}^3 \left[\frac{I_{Li}}{2\pi} \frac{y_{Li} - y_P}{(x_P - x_{Li})^2 + (y_{Li} - y_P)^2} \right] = \text{Re}\{\underline{H}_x\} + j \text{Im}\{\underline{H}_x\} \quad (5.21)$$

$$\underline{H}_y = \sum_{i=1}^3 \left[\frac{I_{Li}}{2\pi} \frac{x_P - x_{Li}}{(x_P - x_{Li})^2 + (y_{Li} - y_P)^2} \right] = \text{Re}\{\underline{H}_y\} + j \text{Im}\{\underline{H}_y\}. \quad (5.22)$$

Werden die x - und y -Komponenten der magnetischen Feldstärke zurück in den Zeitbereich überführt, ist zu erkennen, dass sich der zeitabhängige Vektor $\vec{H}(t)$ der magnetischen Feldstärke aus zwei harmonischen, senkrecht aufeinander stehende Schwingungen zusammensetzt:

$$\vec{H}(t) = \begin{pmatrix} H_x(t) \\ H_y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{Re}\{\underline{H}_x(t)\} \\ \text{Re}\{\underline{H}_y(t)\} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \hat{H}_x \cos(\omega t + \phi_x) \\ \hat{H}_y \cos(\omega t + \phi_y) \end{pmatrix}. \quad (5.23)$$

Dieser zeitabhängige Vektor $\vec{H}(t)$ der magnetischen Feldstärke beschreibt eine elliptische Kurve in der x - y -Ebene [35], [64] und [65] (Bild 5.31).

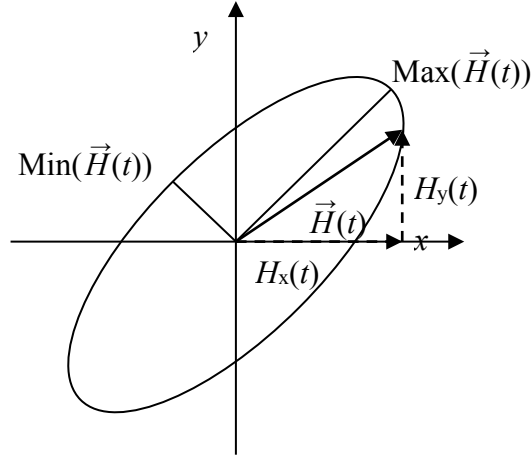


Bild 5.31: zeitabhängiger Vektor $\vec{H}(t)$ der magnetischen Feldstärke in der x-y-Ebene

Zum Berechnen der Verluste durch Wirbelströme mit **Gl. (3.7)** wird das Maximum $\text{Max}(\vec{H}(t))$ dieses magnetischen Feldstärkevektors benötigt. Um dieses zu erhalten, fasst man die beiden senkrecht aufeinander stehenden Schwingungen **Gl. (5.23)** zusammen [35], [64]

$$\vec{H}(t) = H_x(t) + j H_y(t). \quad (5.24)$$

In Form von umlaufenden komplexen Zeigern lautet **Gl. (5.24)**:

$$\begin{aligned} \vec{H}(t) &= \underline{H}_x(t) + j \underline{H}_y(t) = \text{Re}\{\underline{H}_x(t)\} + j \text{Re}\{\underline{H}_y(t)\} \\ &= \frac{1}{2} \left(\hat{\underline{H}}_x e^{j\omega t} + \hat{\underline{H}}_x^* e^{-j\omega t} \right) + j \frac{1}{2} \left(\hat{\underline{H}}_y e^{j\omega t} + \hat{\underline{H}}_y^* e^{-j\omega t} \right) \\ &= \frac{1}{2} \left(\hat{\underline{H}}_x + j \hat{\underline{H}}_y \right) e^{j\omega t} + \frac{1}{2} \left(\hat{\underline{H}}_x^* + j \hat{\underline{H}}_y^* \right) e^{-j\omega t} \end{aligned} \quad (5.25)$$

Der umlaufende komplexe Zeiger $\vec{H}(t)$ der magnetischen Feldstärke setzt sich aus zwei gegeneinander rotierenden Zeigern zusammen (**Gl. (5.25)**). Das Maximum der magnetischen Feldstärke ist erreicht, wenn beide Zeiger phasengleich sind [64] [66]. Dann können die Beträge der Zeiger zur maximalen magnetischen Feldstärke \hat{H} addiert werden.

$$\begin{aligned} \hat{H} &= \text{Max}(\vec{H}(t)) = \frac{1}{2} \left| \hat{\underline{H}}_x + j \hat{\underline{H}}_y \right| + \frac{1}{2} \left| \hat{\underline{H}}_x^* + j \hat{\underline{H}}_y^* \right| \\ &= \frac{1}{2} \sqrt{\left[\text{Re}\{\hat{\underline{H}}_x\} - \text{Im}\{\hat{\underline{H}}_y\} \right]^2 + \left[\text{Re}\{\hat{\underline{H}}_y\} + \text{Im}\{\hat{\underline{H}}_x\} \right]^2} \\ &\quad + \frac{1}{2} \sqrt{\left[\text{Re}\{\hat{\underline{H}}_x\} + \text{Im}\{\hat{\underline{H}}_y\} \right]^2 + \left[\text{Re}\{\hat{\underline{H}}_y\} - \text{Im}\{\hat{\underline{H}}_x\} \right]^2} \end{aligned} \quad (5.26)$$

Man erhält die magnetische Feldstärke H in jedem Punkt der x - y -Ebene außerhalb der Leiter (**Bild 5.32**).

Den Mittelwert \hat{H}_m der im Blech (**Bild 5.29**) für die Wirbelströme wirksamen magnetischen Feldstärke erhält man, wenn man über die Querschnittsfläche A_I des Bleches integriert und das Ergebnis auf die Querschnittsfläche bezieht

$$\hat{H}_m = \frac{1}{d h} \int_{-h/2}^{h/2} \int_{-d/2}^{d/2} \hat{H} dy dx. \quad (5.27)$$

Der so erhaltene Mittelwert \hat{H}_m der im Blech für die Wirbelströme wirksamen magnetischen Feldstärke ist von der Dicke d und der Höhe h der Position des Bleches (Abstand e zwischen Blech und Strom führenden Leitern, Verschiebung der Blechmitte gegenüber dem mittleren Leiter), dem Leitmittenabstand a und dem Strom in den Leitern abhängig (**Bild 5.28**).

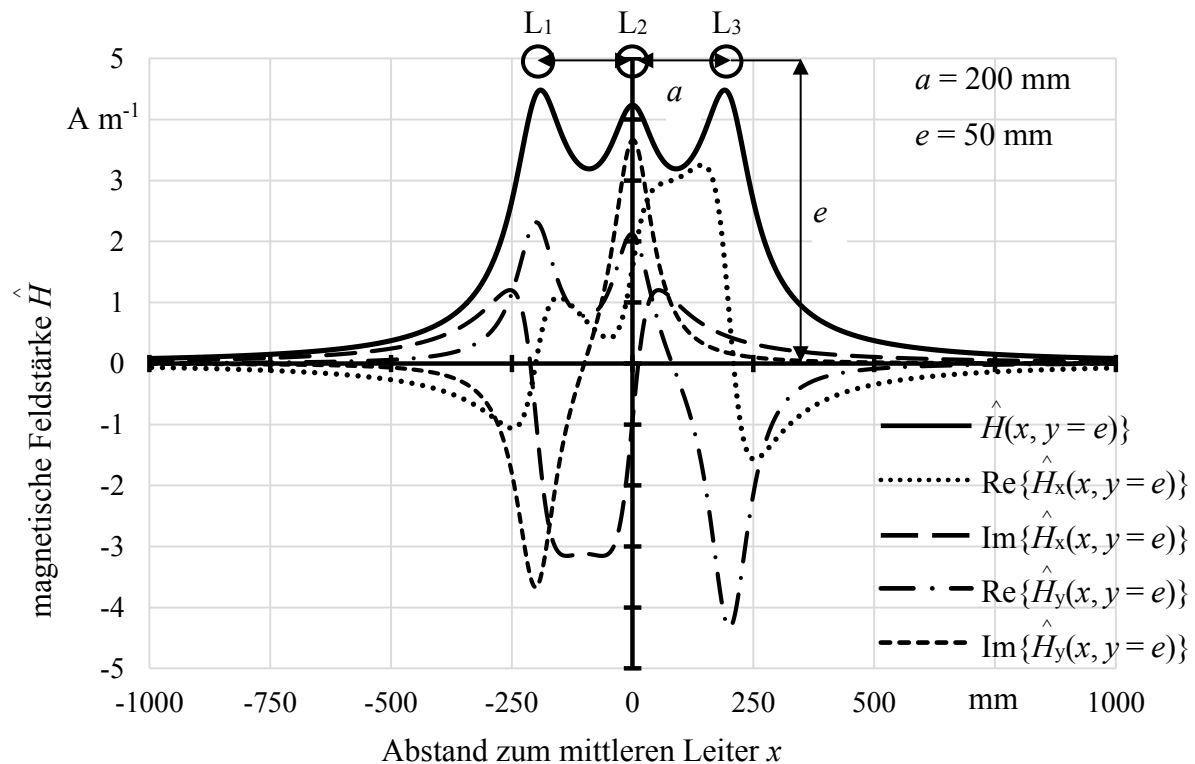


Bild 5.32: Komponenten der magnetischen Feldstärke im Abstand $P(x, y = e)$ der x - y -Ebene zu einer Drehstromleitung, bei symmetrischer Belastung mit $I = 1 \text{ A}$ (Effektivwert, 50 Hz)

Bei gleichen Effektivwerten der Leiterströme $|\underline{I}_L|/\sqrt{2}$ kann der Mittelwert \hat{H}_m der Feldstärke unabhängig vom Strom als Mittelwert \hat{H}_m' der bezogenen magnetischen Feldstärke dargestellt werden

$$\hat{H}'_m = \frac{\hat{H}_m \sqrt{2}}{|L_{Li}|} . \quad (5.28)$$

Maximale magnetische Feldstärken im Blech werden immer dann erreicht, wenn die Leiter symmetrisch zur Mitte der Höhe h des Bleches angeordnet sind und der Leitermittenabstand a um den Faktor e^{-1} kleiner ist als die Höhe h des Bleches

$$a \approx h e^{-1} . \quad (5.29)$$

Bei einem konstanten Leitermittenabstand a (z. B. $a = 200$ mm) ist der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke im Blech nur noch von der Höhe h und vom Abstand e zwischen der Mitte des Bleches und der Leitermitte abhängig (**Bild 5.33**). Je größer die Höhe des Blechs, desto kleiner ist der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke. Bei kleinen Höhen (z. B. $h = 500$ mm) umfasst die Fläche $A = h d$ des Blechs nur den Bereich hoher Feldstärken (**Bild 5.32**). Je größer die Höhe h , desto mehr Fläche $A = h d$ des Blechs wird von zunehmend geringeren magnetischen Feldern durchsetzt. Der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke wird kleiner. Ist die Höhe h des Bleches konstant, so erkennt man, dass sich der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke exponentiell mit dem Abstand e zwischen Blech und Leitermitte ändert (**Bild 5.33**). Mit kleiner werdendem Abstand e vergrößert sich der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke zunehmend. So wirkt z. B. in einem Blech der Höhe $h = 500$ mm beim Abstand $e = 50$ mm im Mittel eine magnetische Feldstärke von $\hat{H}'_m = 3,7 \text{ A m}^{-1} \text{ A}^{-1}$. Verringert man den Abstand auf e um 25 mm, vergrößert sich der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke um 51 %. Vergrößert man hingegen den Abstand auf e um 25 mm, verringert sich der Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke nur um 28 %. Dies ist für zunehmend kompakte Bauweisen, wie sie besonders in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen auftreten, zu beachten. Die Dicke des Blechs hat bei den untersuchten Abmessungen hingegen kaum einen Einfluss auf den Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke. Bei einem Blech mit der Höhe $h = 500$ mm unterscheiden sich die Mittelwerte \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke zwischen einem Blech mit der Dicke $d = 5$ mm und einem mit der Dicke $d = 1$ mm beim kleinsten untersuchten Abstand zwischen dem Blech und den Leitern von $e = 15$ mm weniger als 0,2 %.

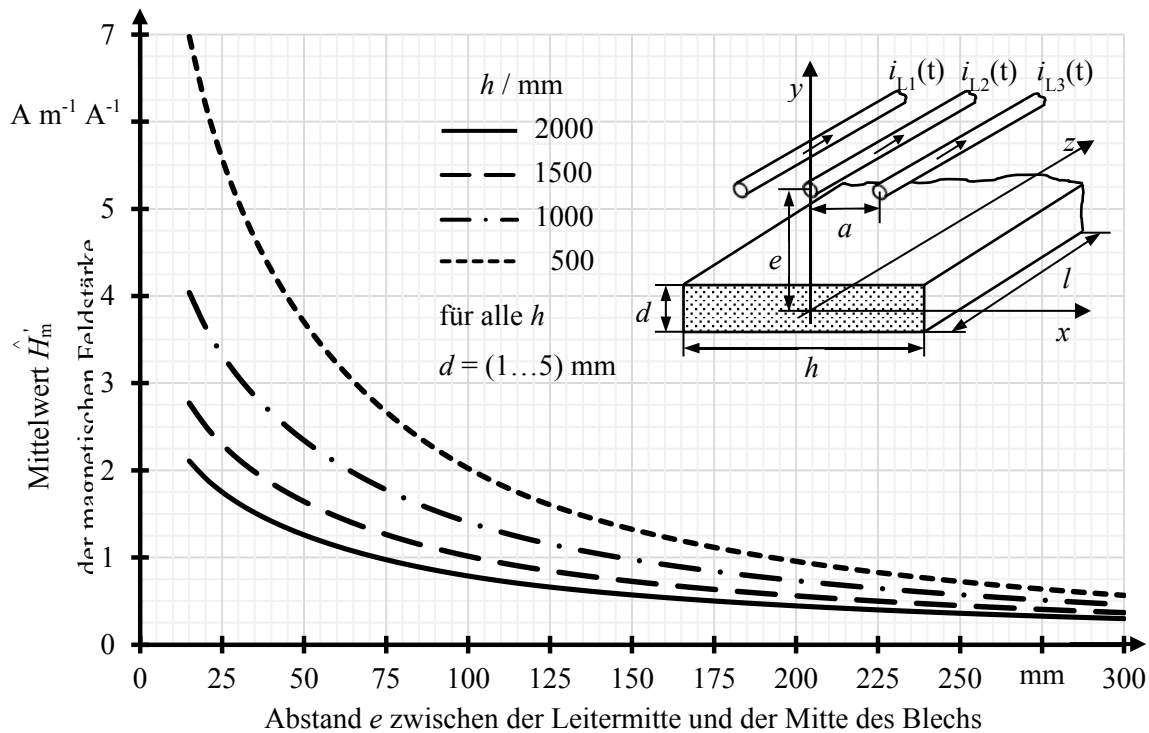


Bild 5.33: Bezogener Mittelwert \hat{H}'_m der magnetischen Feldstärke im benachbarten Blech einer Drehstromleitung bei symmetrischer Belastung mit $I = 1$ A (Effektivwert, 50 Hz)

Den Mittelwert \hat{H}_m der magnetischen Feldstärke im Blech erhält man für einen beliebigen Stromeffektivwert der symmetrischen Drehstromanordnung, indem man ihn mit dem Mittelwert \hat{H}'_m der bezogenen magnetischen Feldstärke (**Bild 5.33**) multipliziert. Für eine typische Anordnung in einer Niederspannungs-Schaltgerätekomination, bestehend aus einem Blech der Höhe $h = 2000$ mm im Abstand $e = 75$ mm zu den stromführenden Leitern eines Drehstromsystems, wirkt bei einem Belastungsstrom von $I = 2000$ A im Mittel eine magnetische Feldstärke von $\hat{H}_m = 1950$ A m⁻¹ im Blech. In einem Blech der Höhe $h = 500$ mm wirkt eine mittlere magnetische Feldstärke von $\hat{H}_m = 5340$ A m⁻¹. Um die Wärmeleistungen durch Wirbelströme und Hysterese von Metallteilen in Niederspannungs-Schaltgerätekominationen berechnen zu können, sind die von der magnetischen Feldstärke abhängigen magnetischen Eigenschaften (**Bild 5.28**) vollständig zu berücksichtigen.

5.3.1.3 Wärmeleistung durch Wirbelstromverluste im Blech

Die Wärmeleistung P_w durch Wirbelstromverluste nach **Gl. (3.7)** sind von der magnetischen Flussdichte B und von der relativen Permeabilität μ_r abhängig. Beide Größen sind Funktionen der magnetischen Feldstärke H . Sind nun die magnetischen Materialeigenschaften (**Bild 5.28**) des Metallteils und der Mittelwert $\hat{H}_m(I)$ (**Gl. (5.28)**) der magnetischen Feldstärke abhängig vom Effektivwert des Belastungsstromes I der Drehstromleitung bekannt, können für ein

bestimmtes Volumen V des Metallteils die Wirbelstromverluste $P_w(I)$ nach **Gl. (3.7)** als Funktion der magnetischen Feldstärke ausgedrückt werden

$$P_w(I) = \frac{1}{24} \kappa \omega^2 d^2 \hat{B}_m^2(I) V F\left(d \sqrt{\pi f \kappa \mu_0 \mu_r(I)}\right). \quad (5.30)$$

Sind die Bleche parallel zu stromführenden Leitern montiert (**Bild 5.29**), ist der Mittelwert \hat{H}_m der magnetischen Feldstärke unabhängig von der Länge des Blechs. Für definierte Höhen h und Dicken d des Bleches können die Wärmeleistung $P'_w(I)$ durch Wirbelstromverluste demnach auf die Länge des Blechs bezogen werden

$$\frac{P_w(I)}{l} = P'_w(I) = \frac{1}{24} \kappa \omega^2 d^2 \hat{B}_m^2(I) d h F\left(d \sqrt{\pi f \kappa \mu_0 \mu_r(I)}\right). \quad (5.31)$$

Um die so berechneten Wärmeleistung durch Wirbelstromverluste, z. B. für ein Blech aus Baustahl S235JR (1.0037), beurteilen zu können, ist es notwendig, diese abhängig vom Belastungsstrom I des Drehstromsystems darzustellen (**Bild 5.34, Anlage 3**).

Mit zunehmender Strombelastung werden die Wärmeleistungen durch Wirbelstromverluste größer. Die Wärmeleistungen sind nicht quadratisch vom Strom und somit von der magnetischen Flussdichte (**Gl. (5.31)**) abhängig, sondern folgen, aufgrund der ferromagnetischen Eigenschaften, charakteristisch der Magnetisierung des Baustahls S235JR (1.0037). Dabei vermindern die Sättigungserscheinungen im Material deutlich die Zunahme der Wirbelstromverluste mit der Strombelastung.

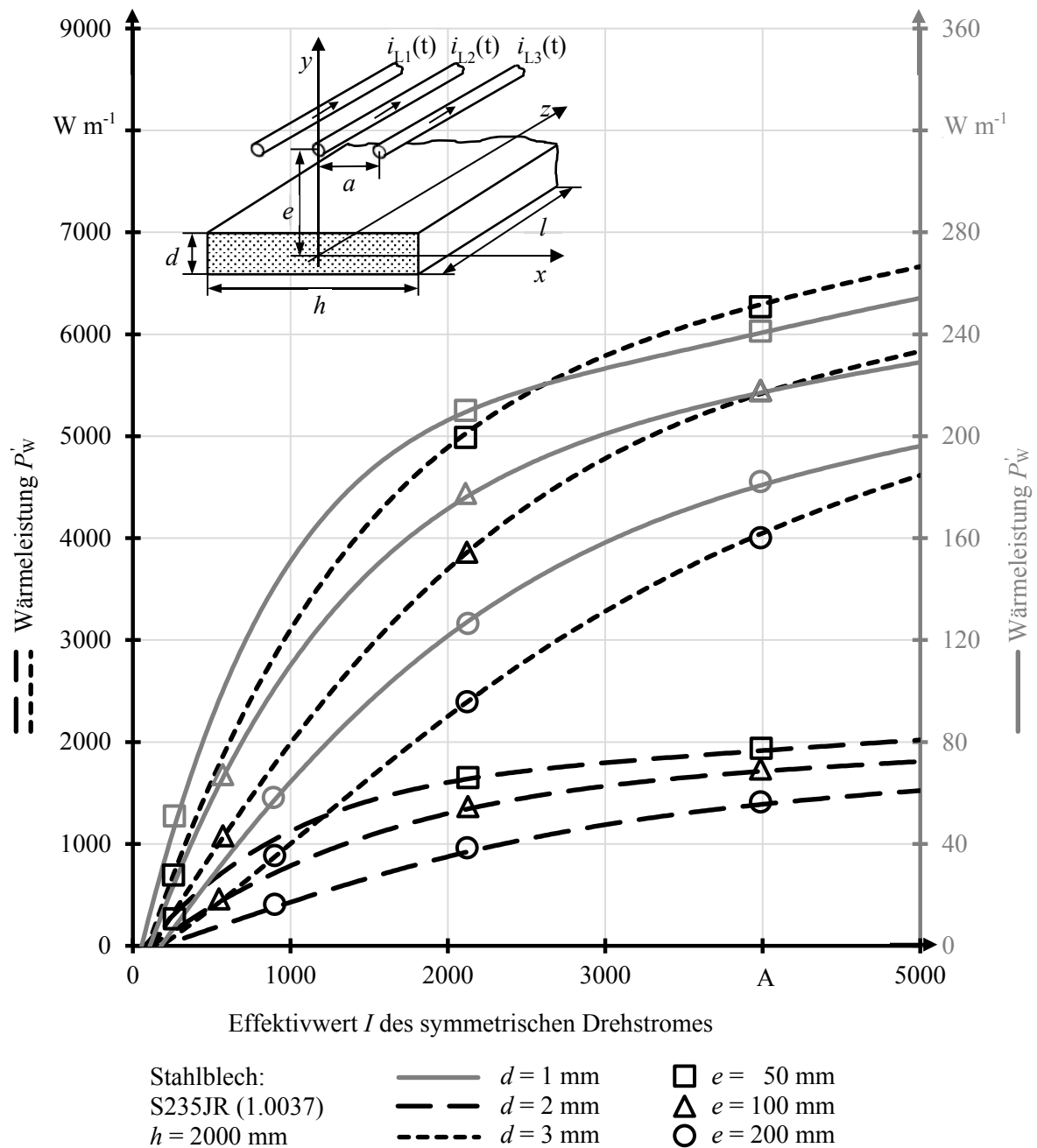


Bild 5.34: Wärmeleistung durch Wirbelstromverluste im Blech aus Baustahl der Höhe $h = 2000 \text{ mm}$, abhängig vom Strom I (Effektivwert, 50 Hz) der benachbarten Drehstromleitung bezogen auf die Länge l

Es ist deutlich zu erkennen, dass die im Blech durch Wirbelstromverluste erzeugten Wärmeleistungen maßgeblich von der Dicke d des Blechs bestimmt werden. Die Dicke d des Blechs geht mit der dritten Potenz in die Berechnung (Gl. (5.31)) der auf die Länge des Blechs bezogenen Wärmeleistung P'_w ein. In einem Blech (S235JR) der Höhe $h = 2000 \text{ mm}$, das sich im Abstand $e = 100 \text{ mm}$ von den Drehstromleitern belastet mit $I = 2000$ befindet, werden bei einer Dicke $d = 1 \text{ mm}$ etwa $P'_w = 171 \text{ W m}^{-1}$ erzeugt. Bei der doppelten Dicke von $d = 2 \text{ mm}$

sind die Wirbelstromverluste mit $P_W' = 1300 \text{ W m}^{-1}$ etwa 7,6-mal höher. Erhöht sich die Dicke auf $d = 3 \text{ mm}$ werden im Blech Wirbelstromverluste von $P_W' = 3713 \text{ W m}^{-1}$ erzeugt. Diese sind 25-mal höher sind als bei einer Dicke von $d = 1 \text{ mm}$. Kommt statt eines ferromagnetischen Baustahls (S235JR) ein nicht magnetischer Edelstahl, z. B. X5CrNi18-10 als Material für die Bleche zum Einsatz, so wird die durch Wirbelströme erzeugte Wärmeleistung im Blech quadratisch mit der Strombelastung der Drehstromanordnung größer (**Bild 5.35**). Aufgrund der kleinen relativen Permeabilität ($\mu_r = 1,02$) sind die Induktion und folglich die Wirbelströme im Blech sehr gering. Die magnetische Flussdichte ist der Feldstärke proportional und es treten keine Sättigungserscheinungen im Material auf. Zusätzlich weisen legierte Edelstähle meist deutlich kleinere elektrische Leitfähigkeiten auf als unlegierte Stähle (**Bild 5.28**). Die Wärmeleistungen, die durch Wirbelströme in den Blechen erzeugt werden, sind daher um Größenordnungen kleiner. In einem Blech (X5CrNi18-10) der Höhe $h = 2000 \text{ mm}$, das sich im Abstand $e = 100 \text{ mm}$ von den Drehstromleitern belastet mit $I = 2000 \text{ A}$ befindet, werden selbst bei einer Dicke von $d = 3 \text{ mm}$ nur etwa $P_W' = 0,128 \text{ W m}^{-1}$ erzeugt.

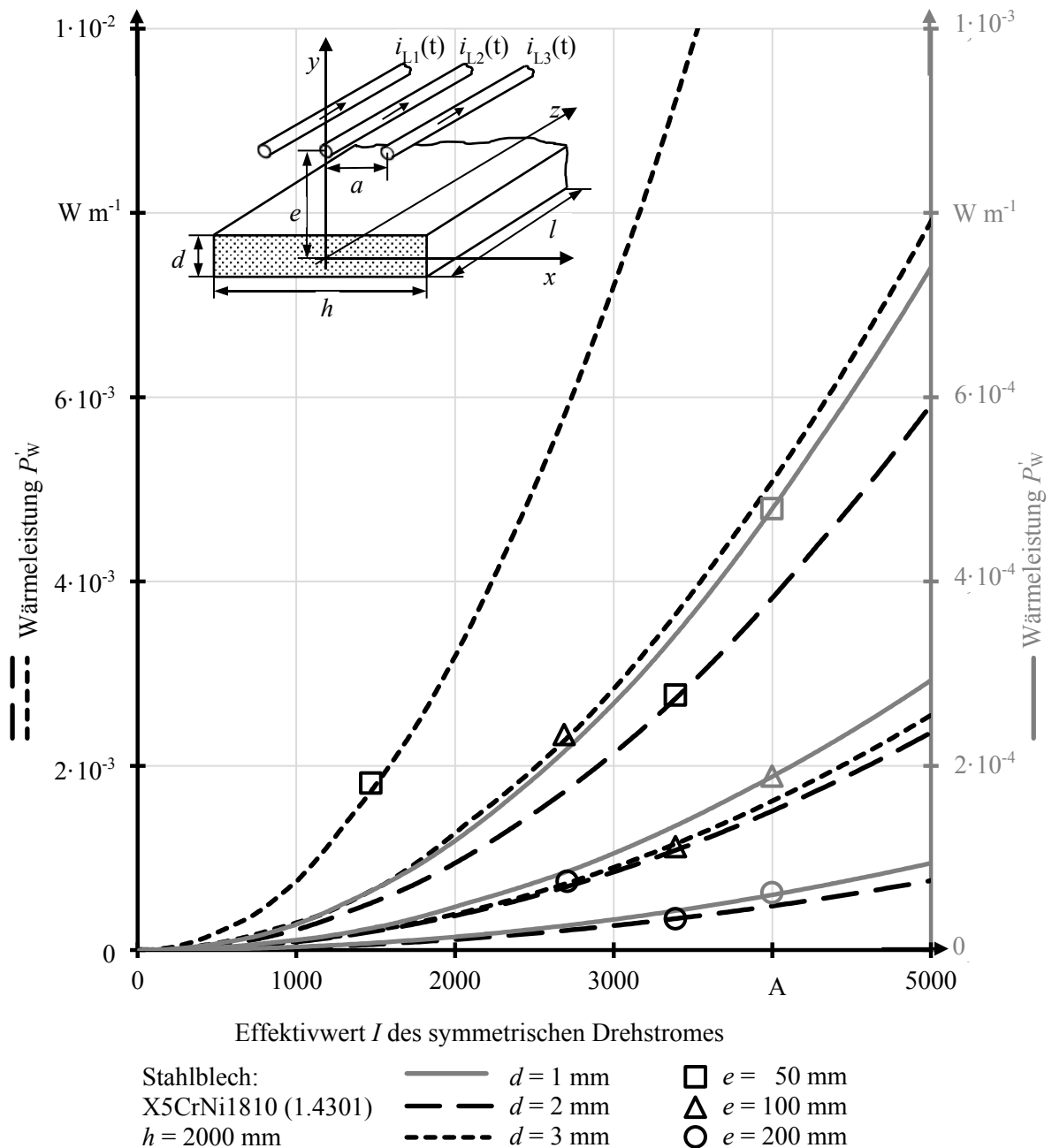


Bild 5.35: Wärmeleistung durch Wirbelstromverluste im Blech aus Edelstahl der Höhe $h = 2000 \text{ mm}$, abhängig vom Strom I (Effektivwert, 50 Hz) der benachbarten Drehstromleitung bezogen auf die Länge l

5.3.1.4 Wärmeleistung durch Hystereseverluste im Blech

Bei der Magnetisierung ferromagnetischer Stoffe folgt die magnetische Flussdichte B keiner eindeutigen Funktion $B = f(H)$ abhängig von der magnetischen Feldstärke H . Aufgrund irreversibler Vorgänge beim Ausrichten der Elementarmagnete (Blochwände) durchläuft die Magnetisierungskennlinie einer Hystereseschleife (**Bild 3.3**). Die beim Ausrichten der Elementarmagnete benötigte Energie wird in Wärme umgesetzt [8], [17] und [36]. Die pro

Volumen des ferromagnetischen Materials erzeugte Wärmeleistung durch Hysterese entspricht der von der quasistatischen Hystereseschleife eingeschlossenen Fläche [67]. Die Wärmeleistungen P_H , die durch Hystereseverluste in Blechen aus ferromagnetischen Materialien entstehen, können z. B. mit dem Parabelansatz der Hystereseschleife nach **Gl. (3.16)** berechnet werden. Eine weitere Möglichkeit besteht mit dem Ansatz der Verlustseparation [67], [68] und [69]. Die spezifische Wärmeleistung p_H durch Hysterese ergibt sich dabei aus der Koerzitivfeldstärke H_C , der Dichte δ des Materials, der maximalen magnetischen Flussdichte B_{\max} der Hystereseschleife und der Frequenz f

$$p_H = k \frac{4H_C}{\delta} B_{\max} f . \quad (5.32)$$

Der Formfaktor k berücksichtigt die Abweichung der tatsächlichen Hystereseschleife von der idealen Rechteckform [68] [69]. Unabhängig davon nach welchem Ansatz die Wärmeleistungen, die durch Hystereseverluste in Blechen aus ferromagnetischen Materialien entstehen berechnet werden, muss die Hystereseschleife der Magnetisierung vollständig bekannt sein. Die vollständigen Magnetisierungskennlinien sind meist nur für die Stähle bekannt, die aufgrund ihrer magnetischen Eigenschaften eingesetzt werden (Elektrobleche, Permanentmagnete, Schirmmaterialien). Die Verluste, die durch Wirbelströme P_W und Hysterese P_H in ferromagnetischen Materialien entstehen, sind nicht voneinander unabhängig, sondern stehen im bestimmten Verhältnis zueinander. Für bestimmte Konstruktionen aus Baustahl ist das Verhältnis empirisch mit:

$$\frac{P_H}{P_W} = 0,0466 \frac{\mu_r^{0,68}}{\hat{H}^{0,32}} \quad (5.33)$$

angegeben [9], [10].

Wird die auf die Länge eines Blechs bezogene mittlere Wärmeleistung $P'_W(I)$ durch Wirbelströme nach **Gl. (5.31)** als Bezugsgröße genutzt, kann für definierte Höhen h und Dicken d des Bleches der Mittelwert $P'_H(I)$ der längenbezogenen Wärmeleistung durch Hystereseverluste berechnet werden

$$P'_H(I) = 0,0466 \frac{(\mu_r(I))^{0,68}}{(\hat{H}_m(I))^{0,32}} P'_W(I) . \quad (5.34)$$

Trägt man die mit **Gl. (5.34)** berechneten mittleren Hystereseverluste $P'_H(I)$ im Blech aus Baustahl (S235JR, 1.0037) über dem das Magnetfeld erzeugenden Strom I der benachbarten Drehstromleitung (**Bild 5.29**) auf, erkennt man deutlich den Einfluss der von der Feldstärke

abhängigen relativen Permeabilität $\mu_r(\hat{H}_m)$ (**Bild 5.28**). Bis zu einem bestimmten Maximum vergrößern sich die Hystereseverluste potentiell mit größer werdendem Belastungsstrom (**Bild 5.36**). Nachdem das Maximum erreicht ist, verringern sich Hystereseverluste mit größer werdendem Strom exponentiell. Die Reduktion ist jedoch erheblich geringer als bei gleicher Änderung des Stromes vor dem Erreichen des Maximums. Der Grund liegt darin, dass sich die Permeabilität zwar weiterhin verkleinert, jedoch die magnetische Feldstärke im Blech sich durch den höheren Strom weiter vergrößert. Da die Hystereseverluste P_H' so stark von der relativen Permeabilität abhängig sind, ergibt sich für Bleche gleicher Dicke d und gleicher Höhe h für alle Abstände e zwischen Blech und Leitermitte ein gleich großer Maximalwert (z. B. $P_H'(I) = 543 \text{ W m}^{-1}$ für $h = 2000 \text{ mm}$, $d = 2 \text{ mm}$). Er wird bei den verschiedenen Abständen e nur bei unterschiedlich hohen Belastungsströmen erreicht. Den größten Einfluss auf die Wärmeleistungen durch Hystereseverluste in Blechen hat die Dicke d des Bleches. In einem Blech aus Baustahl (S235JR 1.0037) mit der Höhe $h = 2000 \text{ mm}$, das sich im Abstand $e = 100 \text{ mm}$ von den mit einem Drehstrom $I = 2000 \text{ A}$ belasteten Leitern befindet, werden bei einer Dicke $d = 1 \text{ mm}$ etwa $P_H' = 66,3 \text{ W m}^{-1}$ erzeugt. Bei der doppelten Dicke von $d = 2 \text{ mm}$ sind die Hystereseverluste mit $P_H' = 504,6 \text{ W m}^{-1}$ etwa 7,6-mal höher.

Für den Vergleich der Wärmeleistungen durch Hysterese P_H' und durch Wirbelströme P_W' in Blechen von benachbarten Drehstromleitungen eignet sich am besten das Verhältnis der beiden Wärmeleistungen zueinander

$$\frac{P_H'(I)}{P_W'(I)} = 0,0466 \frac{(\mu_r(I))^{0,68}}{(\hat{H}_m(I))^{0,32}}. \quad (5.35)$$

Das Verhältnis der beiden Wärmeleistungen, die durch Hysterese P_H' und durch Wirbelströme P_W' verursacht sind, ist deutlich durch die von der Feldstärke $\hat{H}_m(I)$ abhängige, relative Permeabilität $\mu_r(\hat{H}_m)$ des Materials beeinflusst (**Bild 5.37**).

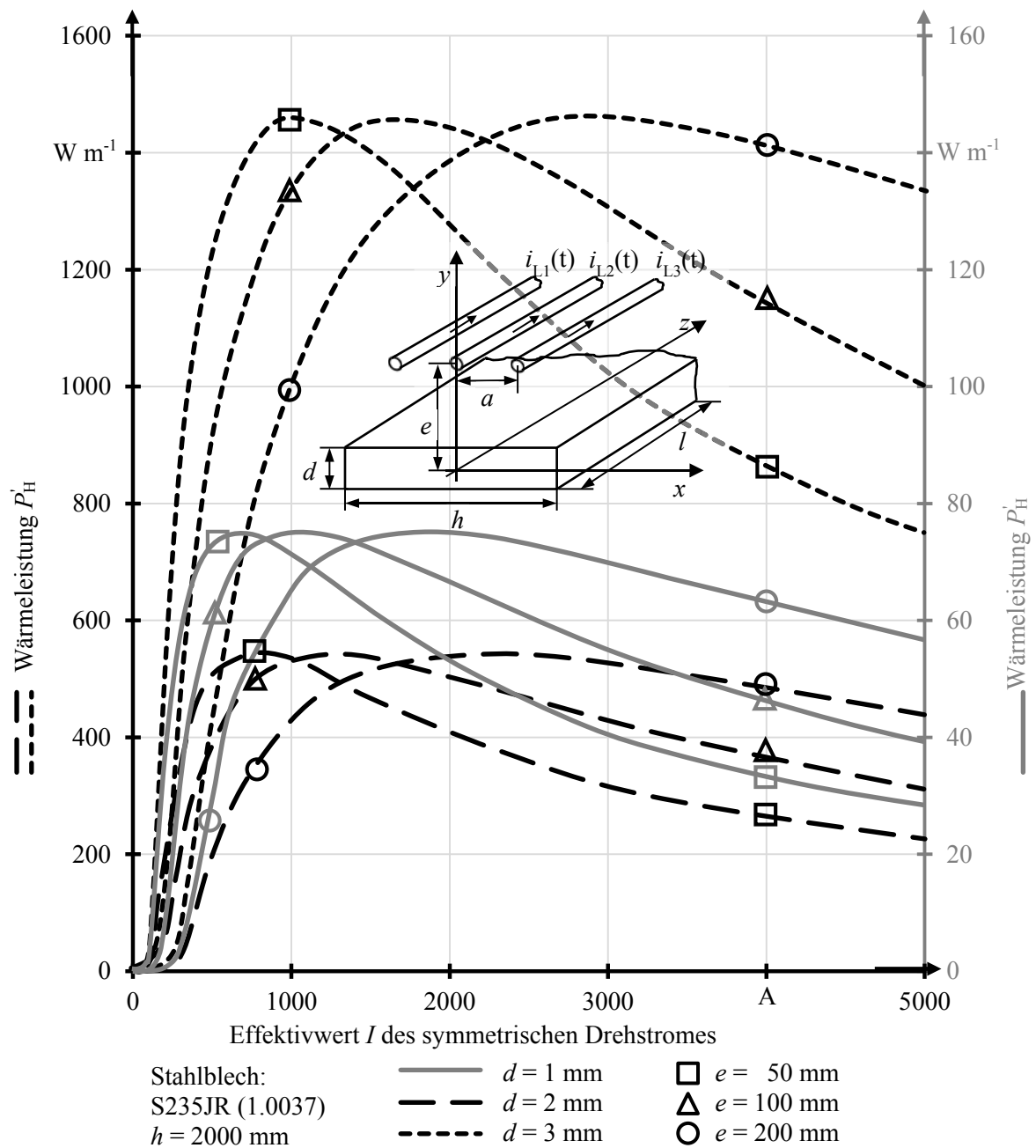


Bild 5.36: Wärmeleistung durch Hystereseverluste im Blech aus Baustahl der Höhe $h = 2000$ mm, abhängig vom Strom I (Effektivwert, 50 Hz) der benachbarten Drehstromleitung bezogen auf die Länge l

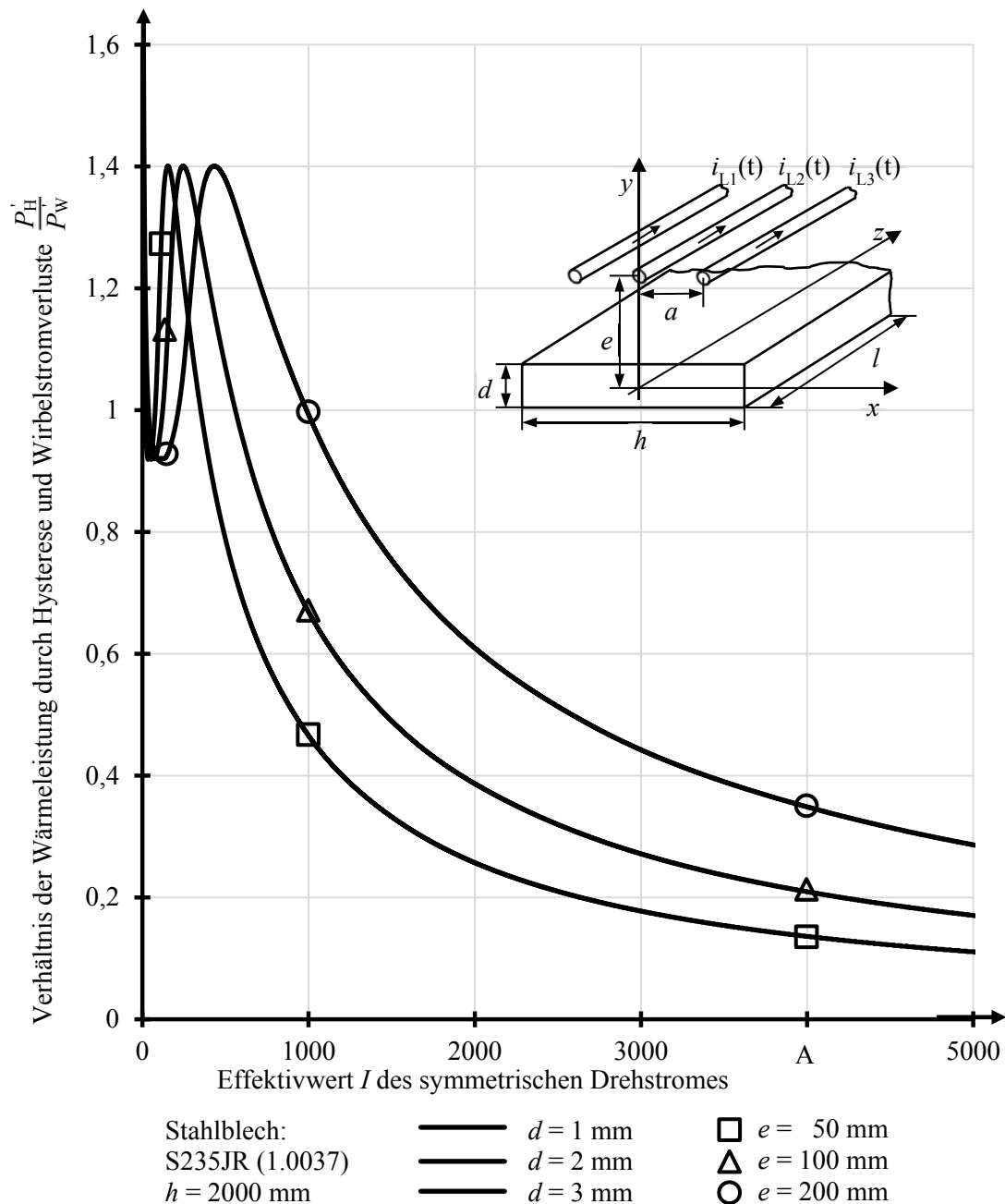


Bild 5.37: Verhältnis der Wärmeleistung durch Hysteresis- und Wirbelstromverluste im Blech aus Baustahl der Höhe $h = 2000$ mm, abhängig vom Strom I (Effektivwert, 50 Hz) der benachbarten Drehstromleitung bezogen auf die Länge l

Für Bleche aus Baustahl (S235JR 1.0037) wird, bei für Niederspannungs-Schaltgeräte-kombinationen typischen Abständen e zu den Drehstromleitern, bei schon geringen Effektivwert des Drehstromes ($I < 450$ A) das maximale Verhältnis von $P'_H/P'_W = 1,4$ der Wärmeleistungen durch Hysteresis und Wirbelströme erreicht. Ab einem Belastungsstrom von $I > 1000$ A ist das Verhältnis von P'_H/P'_W immer kleiner als 1. In einem Blech mit dem Abständen $e = 50$ mm zu den Leitern betragen die bei einem Effektivwert des

Belastungsstromes von $I = 2000 \text{ A}$ die Wärmeleistungen durch Hystereseverluste weniger als 26 % der Wärmeleistungen durch Wirbelstromverluste.

Die Ergebnisse der Berechnungen zeigen, dass in Niederspannungs-Schaltgeräte-kombinationen bei typischen Abständen von Metallteilen zu stromführenden Leitern und bei typischen Strombelastungen dieser Leiter so hohe magnetische Felder erzeugt werden können, dass bei Einsatz ferromagnetischer Materialien maßgebliche Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste entstehen. Für die thermische Dimensionierung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen müssen diese Wärmeleistungen in den Gehäusen, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen berücksichtigt werden.

5.3.2 Experimentelle Untersuchungen der Wirbelstrom- und Hystereseverluste

Um die Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste, die in den Metallteilen in der Nähe stromführender Leiter in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen entstehen, berechnen zu können, sind zwei Bedingungen zu erfüllen. Zum einen müssen die magnetischen Feldstärken im betreffenden Metallteil berechnet werden können. Zum anderen müssen die magnetischen und elektrischen Eigenschaften des Metalls vollständig bekannt sein. Bei bekannten Abmessungen der Anordnung von Metallteil und stromführenden Leitern kann die erste Bedingung erfüllt werden (**Kap. 5.3.1.2**). Bei Einsatz von Metallen, die nicht aufgrund ihrer magnetischen und elektrischen Materialeigenschaften spezifiziert sind, wie z. B. Baustähle, kann die zweite Bedingung kaum erfüllt werden (**Kap. 5.3.1.1**). Die Wärmeleistungen, die durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste entstehen, müssen dann gemessen werden. Da in der untersuchten Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination besonders die Rück- und Trennwände des Sammelschienenraumes (**Bild 2.3** und **Bild 2.4**) von hohen magnetischen Wechselfeldern durchdrungen sind, wurden die Wirbelstrom- und Hystereseverluste, die in den Rückwänden des Sammelschienenraumes entstehen, experimentell untersucht. Dafür wurde die Versuchsanordnung (**Bild 5.16**) zum Messen der Stromverdrängung durch die Summenleistung (**Kap. 5.1.2.1**) modifiziert. Im Abstand von 90 mm wurde über der $4 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Schienenanordnung eine der Rückwände (Blech aus Baustahl $d = 2 \text{ mm}$) des Sammelschienenraumes, entsprechend der Anordnung in der untersuchten Niederspannungs-Schaltgerätekombination, elektrisch isoliert positioniert (**Bild 5.38**).

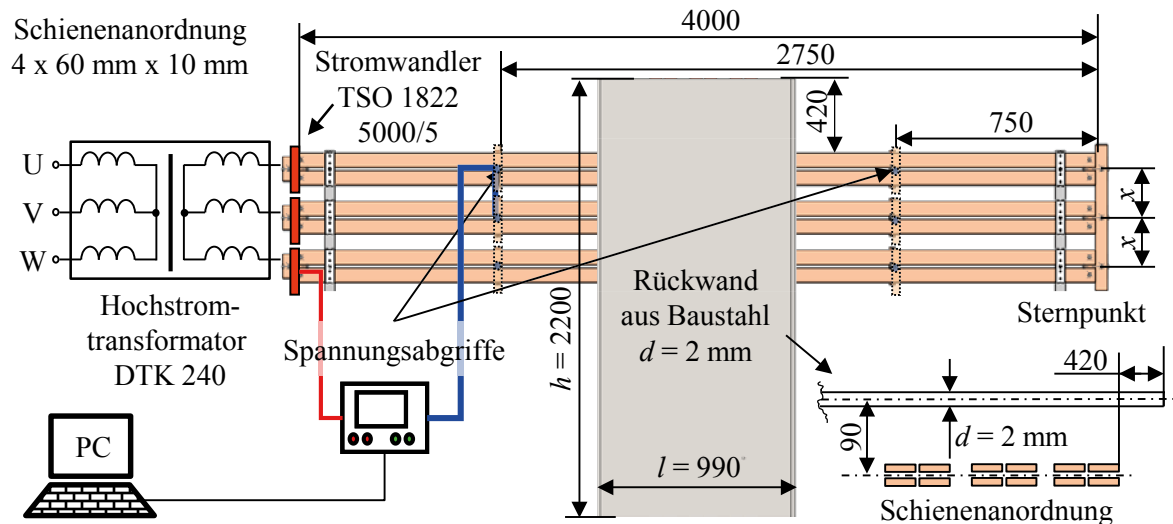


Bild 5.38: Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste

Die Verlustleistung der gesamten Versuchsanordnung wurde als Summenleistung nach dem Prinzip der ARON-Schaltung (**Bild 5.17**) durch das Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) gemessen. Die durch den dreiphasigen Hochstromtransformatoren des Typs DTK 250 eingespeisten Belastungsströme I_1 , I_2 , und I_3 der Hauptleiter wurden mit Stromwandlern des Typs TSO 250 5000/5 (**Anlage 1**) übersetzt und durch das Leistungsmessgerät LMG 500 erfasst. Die Belastungsströme variierten in Stufen zwischen 0 A und 3800 A. Für jede einzelne Stufe wurden die Belastungs- und Pausenzeiten so gewählt, dass sich weder das Schienensystem noch die Rückwand entscheidend erwärmten. Die Spannungen zwischen den Leitern wurden an Spannungsabgriffen im Abstand $l = 0,75$ m und $l = 2,75$ m zum Sternpunkt gemessen und direkt an das Leistungsmessgerät übertragen. Damit kann der Einfluss des Sternpunktes auf die gemessenen Leistungen berücksichtigt werden. Die Summenleistungen $\Sigma P_3'$ der Versuchsanordnung wurden abhängig vom Belastungsstrom I mit und ohne die Rückwand gemessen. Die Differenz der beiden Leistungen entspricht der in der Rückwand durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste erzeugten Wärmeleistung. Zur besseren Bewertung werden alle Leistungen jeweils auf 1 m Länge bezogen (**Bild 5.39**).

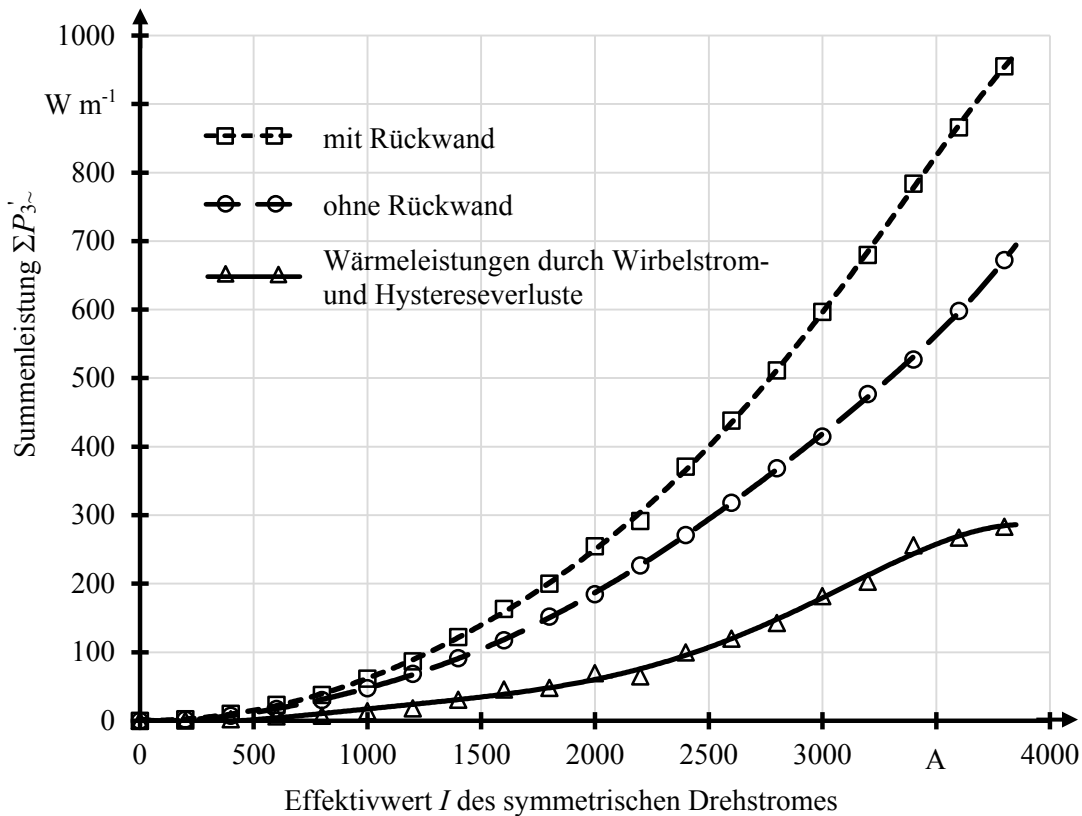


Bild 5.39: Summenleistung $\Sigma P_{3\sim}$ abhängig vom Strom I (Effektivwert, 50 Hz), gemessen an einer 4 x 60 mm x 10 mm Sammelschiene (ohne Neutralleiter) einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination mit und ohne der Rückwand des Sammelschienenraumes aus Baustahl, bezogen auf die Länge l

Es ist deutlich erkennbar, dass die Summenleistung der Versuchsanordnung ohne Rückwand quadratisch mit dem Belastungsstrom größer wird. Das entspricht der Definition der ohmschen Leistungsverluste nach Gl (3.1). Für die Summenleistungen der Versuchsanordnung mit Rückwand dominieren die ohmschen Leistungsverluste den Zusammenhang zwischen Belastungsstrom und Wärmeleistung. Betrachtet man jedoch die Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste separat, ist deutlich der Einfluss des ferromagnetischen Baustahls zu erkennen. Bei einem kleinen Belastungsstrom von $I = 200$ A werden $0,48 \text{ W m}^{-1}$ Verlustleistung in der Rückwand des Sammelschienenraumes erzeugt. Das sind ca. 21 % der gesamten Verluste der Versuchsanordnung. Mit größer werdendem Belastungsstrom wird dieser Anteil zunächst größer. Bei $I = 3400$ A werden 256 W m^{-1} Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste in der Rückwand erzeugt. Das entspricht ca. 32,7 % der gesamten Verluste. Wird der Belastungsstrom weiter erhöht, so verringert sich der Anteil der Wirbelstrom- und Hystereseverluste an den gesamten Verlusten wieder. Bei $I = 3800$ A werden 283 W m^{-1} Wärmeleistungen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste in der Rückwand erzeugt. Das entspricht ca. 29,6 % der gesamten Verluste. Die Sättigungserscheinungen im

ferromagnetischen Material der Rückwand vermindern die Zunahme der Verlustleistungen mit dem Belastungsstrom.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen verdeutlichen, dass die in Metallteilen durch Wirbelstrom- und Hystereseverluste erzeugten Wärmeleistungen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen maßgebliche Wärmequellen darstellen. Sie müssen daher bei der thermischen Dimensionierung berücksichtigt werden.

6 Wärmenetze für die Betriebsmittel einer Niederspannungs-Schaltgeräte-kombination

Nachdem die dominanten Wärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen anhand der Versuchsanlage rechnerisch und experimentell ausführlich untersucht wurden (**Kap. 5**), sind die gewonnenen Ergebnisse in die Wärmenetzmethode zu integrieren. Dafür sind die Wärmenetze für die verschiedenen Betriebsmittel der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination aufzubauen und die Temperaturverteilungen zu berechnen. Mittels experimenteller Untersuchungen sind die Wärmenetze zu verifizieren. Die Wärmenetze setzen sich aus vielen einzelnen Netzwerkkomponenten zusammen, um die Vorgänge der Erwärmung in den modellierten Betriebsmitteln nachzubilden (**Kap. 3.3**). Um den Aufbau von Wärmenetzen von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen effizient und wirtschaftlich zu gestalten, müssen die Wärmenetze der Betriebsmittel modularisiert werden. Das bedeutet, dass die Wärmenetze der Betriebsmittel, die aus vielen Netzwerkelementen bestehen, als jeweils neue, eigenständige Netzwerkelemente mit eigenem Schaltzeichen zusammengefasst und in einer gemeinsamen Wärmenetzbibliothek gespeichert werden.

6.1 Stromschienen

Eine der Hauptwärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind die Hauptsammelschienen. Der Aufbau der Wärmenetze von Schienenanordnungen soll daher am Beispiel der in der Versuchsanlage installierten Hauptsammelschiene mit einem Leiterquerschnitt von $2 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ erläutert werden.

Die Länge von Schienenanordnungen variiert in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen. Beim Aufbau von Wärmenetzen für Schienenanordnungen ist darauf zu achten, dass alle Parameter in den einzelnen Netzwerkkomponenten längenabhängig zu berücksichtigen sind. Damit ist es möglich, mit dem modularisierten Wärmenetz Schienenanordnungen aus mehreren Segmenten bestimmter Länge zusammenzusetzen.

Das Wärmenetz besteht für jeden Teilleiter aus einer Wärmeleistungsquelle (Bezeichnung PI2R...), die die Verlustleistung nach **Gl. (3.1)** des Leiterabschnittes in das Wärmenetz einspeist (**Bild 6.1**). Als Leistungsfaktoren k können hier z. B. die mit dem FEM-Modell berechneten nach **Tabelle 5.5** eingesetzt werden. Die Wärmeleistung wird von jedem Teilleiter über Wärmestrahlung (Widerstände RRA...) und Konvektion (Widerstände RCO) (**Gl (3.74)**) abgegeben. Gleichzeitig wird Wärmeleistung durch Strahlung zwischen den Teilleitern (z. B. L1/1 und L1/2) eines Leiters ausgetauscht, die mit ihren kurzen Seiten einander zugewandt sind und aufgrund der Stromverdrängung unterschiedliche Leistungsfaktoren k haben.

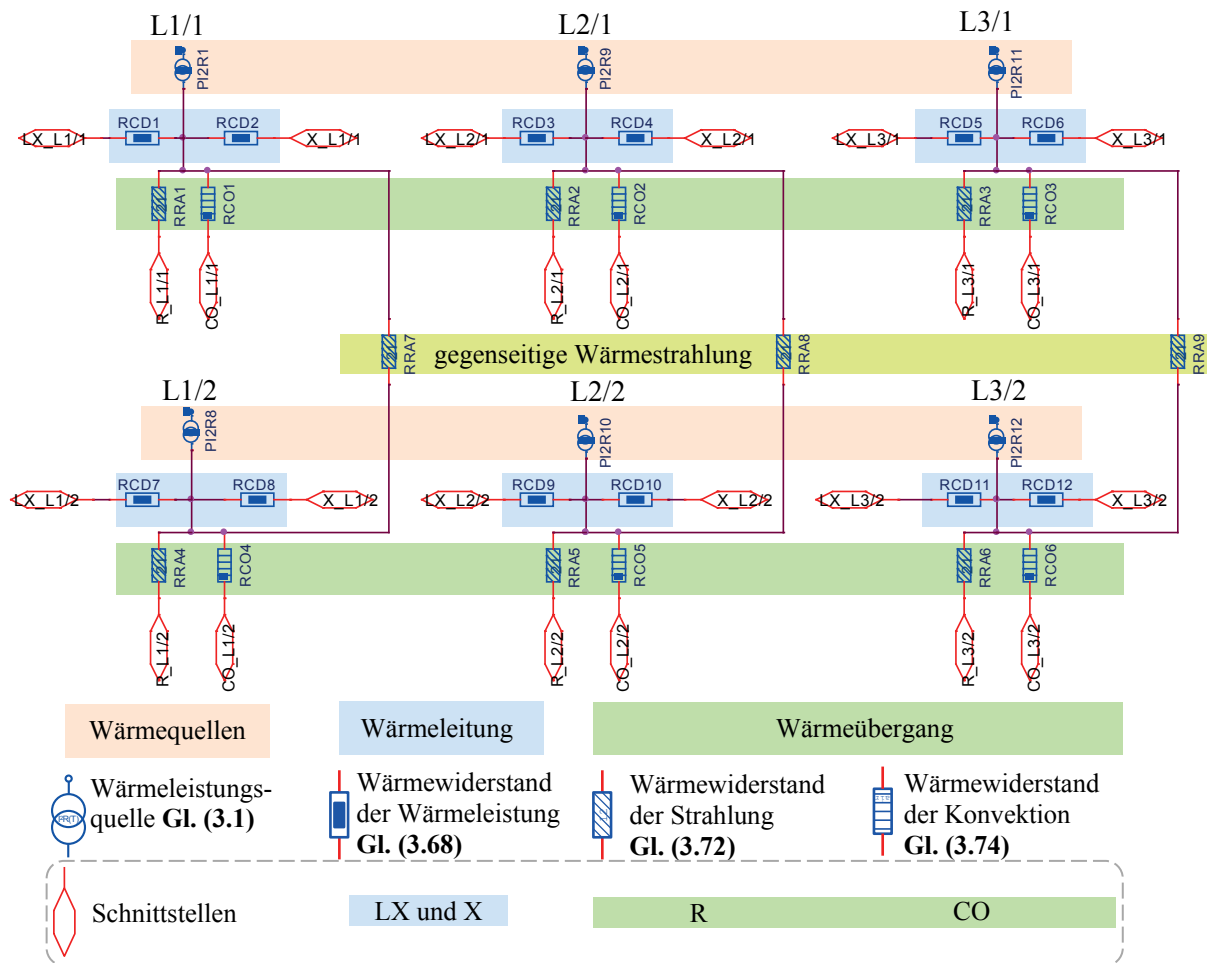


Bild 6.1: Wärmenetz einer Drehstrom-Schienenanordnung mit zwei Teilleitern

Die Wärme kann durch die Wärmeleitungswiderstände (RCD...) nach **Gl. (3.68)** entlang der Stromschienen übertragen werden. Um die Segmente des modularisierten Wärmenetzes miteinander verbinden zu können, werden Schnittstellen (LX... und X...) an den Wärmeleitungswiderständen angeschlossen (vgl. **Bild 6.1** und **Bild 6.2**). Über die Schnittstellen mit den Bezeichnungen R und CO wird der Wärmeübergang durch Strahlung und Konvektion an weitere Knoten des Wärmenetzes, z. B. Gehäuseteile oder Lufttemperatur im Sammelschienenraum, sichergestellt. Aus dem Wärmenetz der Schienenanordnung (**Bild 6.1**) wird ein eigenständiges Netzwerkelement mit eigenem Schaltzeichen generiert (**Bild 6.2**). Von außen können in diesem Netzwerkelement die Eigenschaften der Schienenanordnung über die Parameterliste so gewählt werden, dass das Wärmenetz einer 2 x 60 mm x 10 mm Sammelschiene entsteht. Für die Wärmequellen sind z. B. die Länge 0,5 m des Sammelschienensegmentes und dessen elektrischer Widerstand sowie die Leistungsfaktoren k anzugeben. Für die Wärmewiderstände der Strahlung (**Gl. (3.72)**) wird der Emissionsgrad mit $\varepsilon_{12} = 0,25$ eingesetzt. Für den Wärmewiderstand der Konvektion wird die Ähnlichkeitsfunktion nach [9] und [11] von waagrecht, hochkant verlegten

Zweifachstromschienen mit dem Faktor $c_1 = 0,6$ und dem Exponenten $n_1 = 0,25$ bei freier Konvektion verwendet.

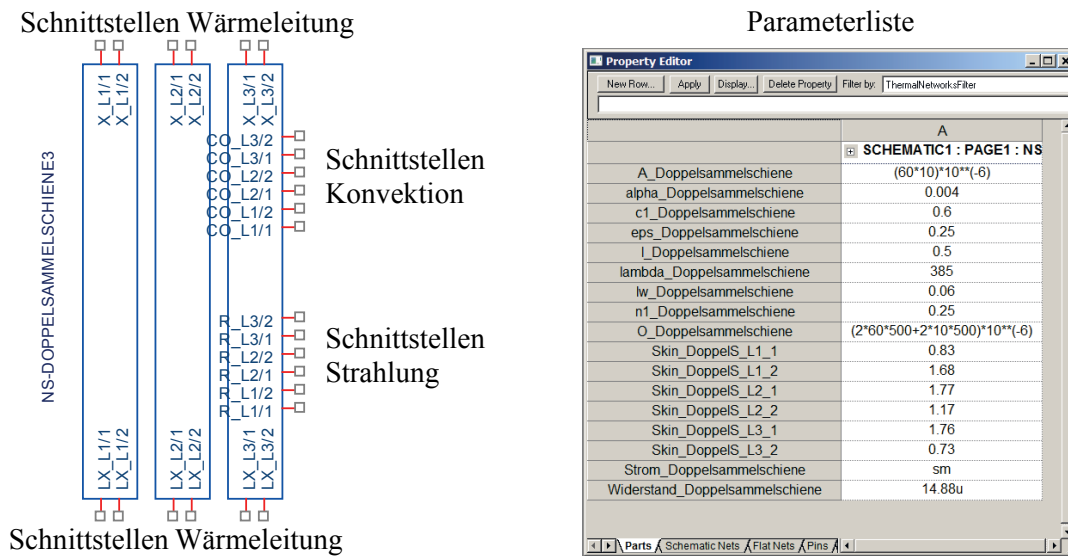


Bild 6.2: Netzwerkelement (Schaltzeichen) des modularisierten Wärmenetzes und dazugehörige Parameterliste für eine 2 x 60 mm x 10 mm Sammelschiene

Durch Änderungen der Parameter ist es möglich, mit dem Netzwerkelement auch andere Drehstrom-Schienenanordnungen mit zwei Teilleitern zu erzeugen. Die Struktur des hier aufgebauten Wärmenetzes entspricht dem Wärmenetz, mit dessen Hilfe die Gültigkeit der berechneten Leistungsfaktoren k der untersuchten Sammelschienensysteme nachgewiesen wurden. Damit ist ebenfalls das Wärmenetz der 2 x 60 mm x 10 mm Hauptsammelschiene verifiziert.

6.2 Leistungsschalter

6.2.1 Aufbau des Wärmenetzes am Beispiel des Leistungsschalters ($I_r = 2000$ A) des Einspeisefeldes

Für den Leistungsschalter des Einspeisefeldes der untersuchten Versuchsanlage (**Bild 2.2**) einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination wurde ein Wärmenetz aufgebaut. Dazu wurden die einzelnen Bauteile des Leistungsschalters so in Abschnitte unterteilt, dass die in ihnen stattfindenden Prozesse der Wärmeerzeugung und des Wärmetransports mit den jeweiligen Netzwerkelementen (**Kap. 3.3.2**) beschrieben werden können. Die Knoten des Wärmenetzes bilden die Schnittstellen zwischen den einzelnen Abschnitten, an denen die Temperaturen ausgelesen werden können. Die einzelnen Bauteile der Strombahnen werden anhand der Ergebnisse aus der Analyse der Verteilung der Widerstände (**Kap. 5.2.1**) gegliedert. Das Wärmenetz des Leistungsschalters besteht aus den separaten Strombahnen der drei Schalterpole, die durch Gehäusebauteile voneinander getrennt sind. In den Abschnitten, die die

The diagram illustrates the energy distribution and heat transfer in a building. On the left, a vertical orange bar represents the 'Strombahn' (power rail), which includes sections for 'Anschluss Ausgang' (output connection) at the top and 'Anschluss Eingang' (input connection) at the bottom. This rail contains several components labeled 'Schaltkontakt' (switch contact) and 'Schalthebel' (switch lever). Eight temperature measurement points are indicated by orange circles along the rail, labeled Mp1 through Mp8.

To the right of the power rail, a green area represents the 'Gasinnenraum' (indoor gas space), which is divided into three horizontal sections. The top section is labeled 'Gehäuse (Kunststoff)' (housing made of plastic). Below it, the middle section is labeled 'Gasinnenraum'. The bottom section is labeled 'Raum' (room). The diagram shows the flow of heat from the power rail through various components (resistors, capacitors, etc.) into the indoor gas space and then into the room. A legend at the bottom explains the symbols used: orange boxes for 'Wärmequelle' (heat source), blue boxes for 'Wärmeleitung' (heat conduction), green boxes for 'Wärmeübergang' (heat transfer), red arrows for 'Wärmewiderstand der Strahlung' (radiation resistance), and blue arrows for 'Wärmewiderstand der Konvektion' (convection resistance).

A detailed legend at the bottom clarifies the symbols:

- Knotenverbindung** (z. B. G1/E): Node connection (e.g., G1/E)
- Schnittstellen**: Interfaces
- LX und X**: Labels LX and X
- R CO**: Resistance and Convection labels

128

Die Wärmeleistungsquellen sind mit den gemessenen Widerständen der Strombahnabschnitte **Tabelle 5.11** parametrisiert. Durch die Widerstände (Bezeichnung RCD...) der Wärmeleitung wird die Wärme entlang der Strombahnen zu den Anschlüssen transportiert. Durch den konvektiven Wärmeübergang (Widerstände mit der Bezeichnung RCO) erwärmen sich die Gasinnenräume der drei Schalterpolkammern. Vom Gasinnenraum wird durch Konvektion Wärme an die Wände der Gehäuseabschnitte (unterteilt in: unten, oben und Seite) transportiert (**Bild 6.3**). Über die Widerstände (Bezeichnung RRA) der Wärmestrahlung wird die Wärme von den Bauteilen der Strombahnen direkt an die Gehäuseabschnitte abgegeben. Durch die Gehäuseabschnitte erfolgt der Wärmetransport durch Wärmeleitung. Der Wärmetransport von den Gehäuseabschnitten an die Umgebung des Leistungsschalters wird durch die Wärmewiderstände der Strahlung und der Konvektion ermöglicht. Um das modularisierte Wärmenetz des Leistungsschalters mit den Wärmenetzen der anderen Komponenten verbinden zu können, werden Schnittstellen (LX... und X...) an den Wärmeleitungswiderständen der Anschlüsse angeschlossen. Ebenso werden Schnittstellen (z. B. Bezeichnung CO_G...) an den Wärmewiderständen positioniert, die den Wärmetransport vom Gehäuse zur Umgebung ermöglichen. Aus dem Wärmenetz des oben beschriebenen Leistungsschalters (**Bild 6.3**) wird ein eigenständiges Netzwerkelement mit eigenem Schaltzeichen generiert (**Bild 6.4**).

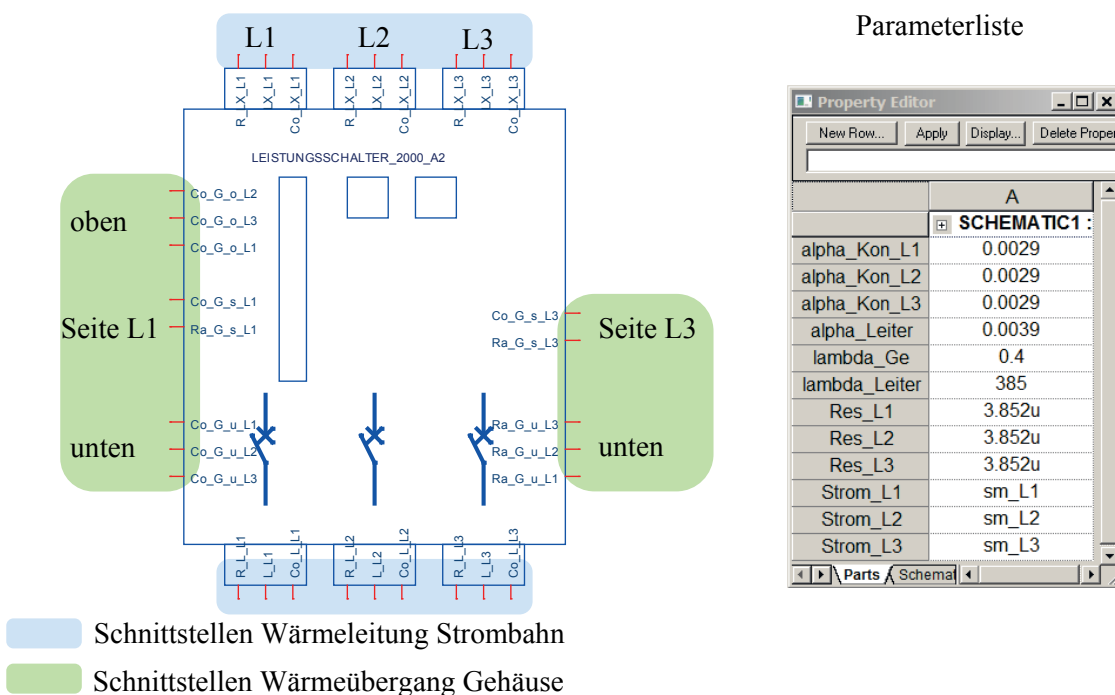


Bild 6.4: Netzwerkelement (Schaltzeichen) des modularisierten Wärmenetzes des Leistungsschalters ($I_r = 2000 \text{ A}$) der Versuchsanlage und dazugehörige Parameterliste

Von außen können in diesem Netzwerkelement die Eigenschaften des Leistungsschalters über die Parameterliste gewählt werden. Es können z. B. die Widerstände (Bezeichnung Res_L1...3)

der Schaltkontakte jedes Schalterpoles oder die Wärmeleitfähigkeit (λ_{Ge}) des Kunststoffmaterials, aus dem das Gehäuse besteht, variiert werden, um so die Veränderung auf die Temperaturverteilung im Schalter zu ermitteln. Die Strombelastungen ($I_{\text{L1...3}}$) können für jeden einzelnen Schalterpol separat vorgegeben werden, um auch unsymmetrische Belastungen des Leistungsschalters zu berücksichtigen.

6.2.2 Experimentelle Untersuchung zur Erwärmung des Leistungsschalters ($I_r = 2000 \text{ A}$) des Einspeisefeldes

Um das Wärmenetz des untersuchten Leistungsschalters aus dem Einspeisefeld der Versuchsanlage zu verifizieren, wurde eine Versuchsanordnung zum Messen der Erwärmung des Leistungsschalters frei im Raum aufgebaut (**Bild 6.5**). Der Leistungsschalter wurde dazu entsprechend seiner Einbaulage in der Versuchsanlage frei im Raum an einem Holzgestell befestigt. An den Anschlüssen der drei Schalterpole des Leistungsschalters wurden $2 \times 60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ Kupferschienen montiert. Die Kupferschienen wurden am oberen Ende der Versuchsanordnung zu einem Sternpunkt zusammengeführt. Am unteren Ende der Versuchsanordnung wurden die Kupferschienen mit $4 \times 185 \text{ mm}^2$ Kabel je Schalterpol an den Hochstromtransformator des Typs DTK 100 angeschlossen. Durch den Hochstromtransformator wurde der Leistungsschalter mit einem symmetrischen 50-Hz-Drehstrom belastet. Mit Hilfe von Stromwandlern des Typs KSO 1822 3000/1 (**Anlage 1**) wurden die Belastungsströme I_1 , I_2 , und I_3 übersetzt und an das Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) übertragen. Mit dem Leistungsmessgerät konnten zusätzlich die Spannungen über den Schaltkontakten der drei Schalterpole (**Bild 5.23** und **Tabelle 5.11**) erfasst werden, um den Widerstand der Schaltkontakte während der Erwärmung zu ermitteln. Die Temperaturen im Leistungsschalter wurden je Schalterpol mit 8 NiCr-Ni Thermoelementen und einem Temperatur-Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2 gemessen (**Bild 6.5**). In die Strombahnen der Schalterpole wurden jeweils vier Thermoelemente ($Mp1...4$) verstemmt. Die vier Thermoelemente ($Mp5...8$) an den Gehäuseabschnitten wurden auf Kupferblättchen aufgelötet und mit einem temperaturbeständigen Kleber auf der Oberfläche befestigt. Die Umgebungstemperatur wurde in Höhe des Leistungsschalters durch weitere NiCr-Ni Thermoelemente registriert.

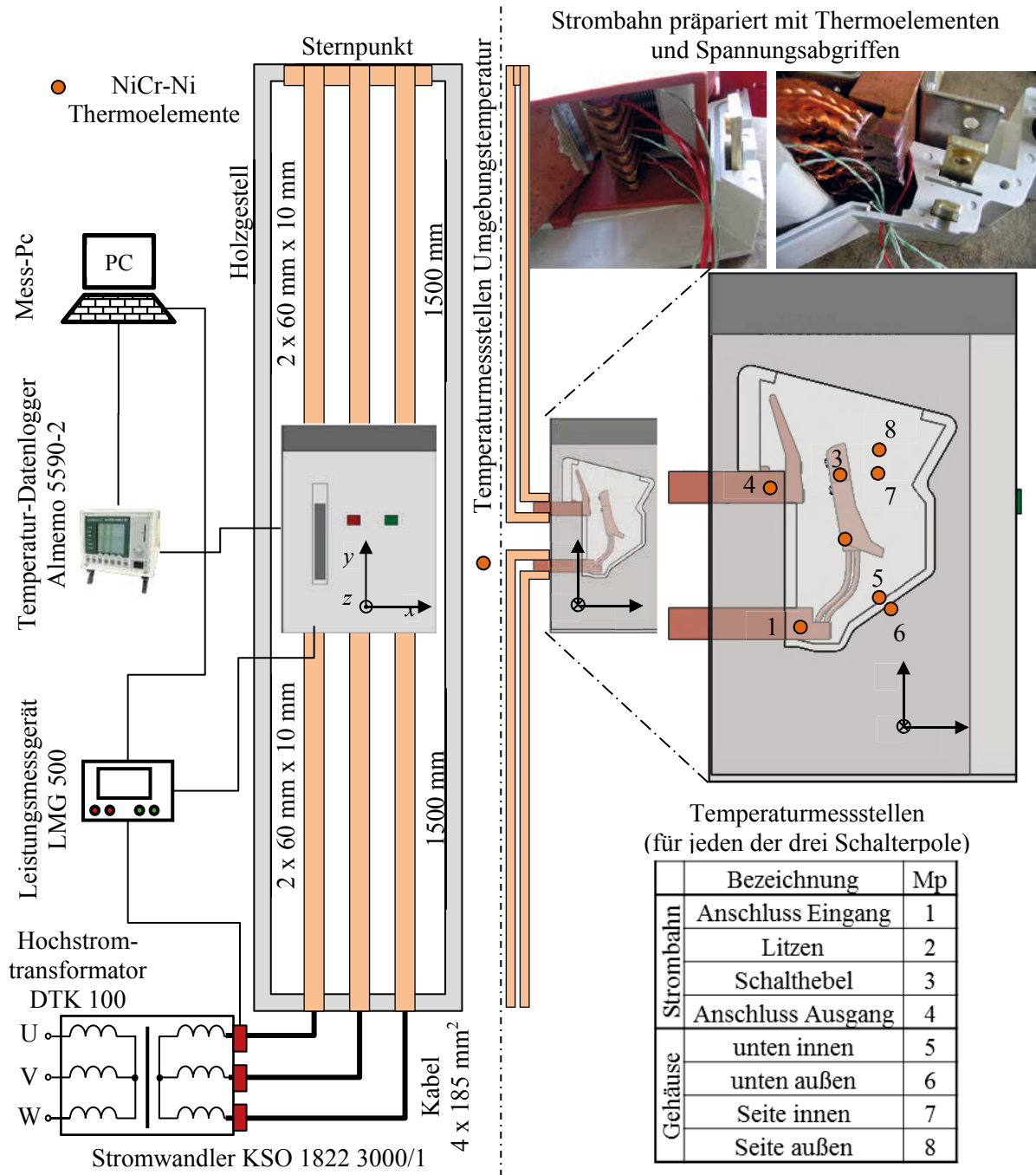


Bild 6.5: Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der Erwärmung des Leistungsschalters frei im Raum für einen Bemessungsstrom von $I_r = 2000 \text{ A}$ aus dem Einspeisefeld der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Um die Thermoelemente vor Wärmestrahlung und Luftbewegung zu schützen, wurden diese in senkrechten Kunststoffzylindern gelagert. Die Erwärmungsverläufe, die Belastungsströme und die Spannungen über den Schaltkontakten wurden durch einen Mess-PC aufgezeichnet (Bild 6.5).

Aus den gemessenen Temperaturverläufen des Erwärmungsversuchs können die Übertemperaturen Θ im thermisch stationären Zustand des Leistungsschalters ermittelt und mit den durch das Wärmenetz berechneten Übertemperaturen verglichen werden (**Bild 6.6**).

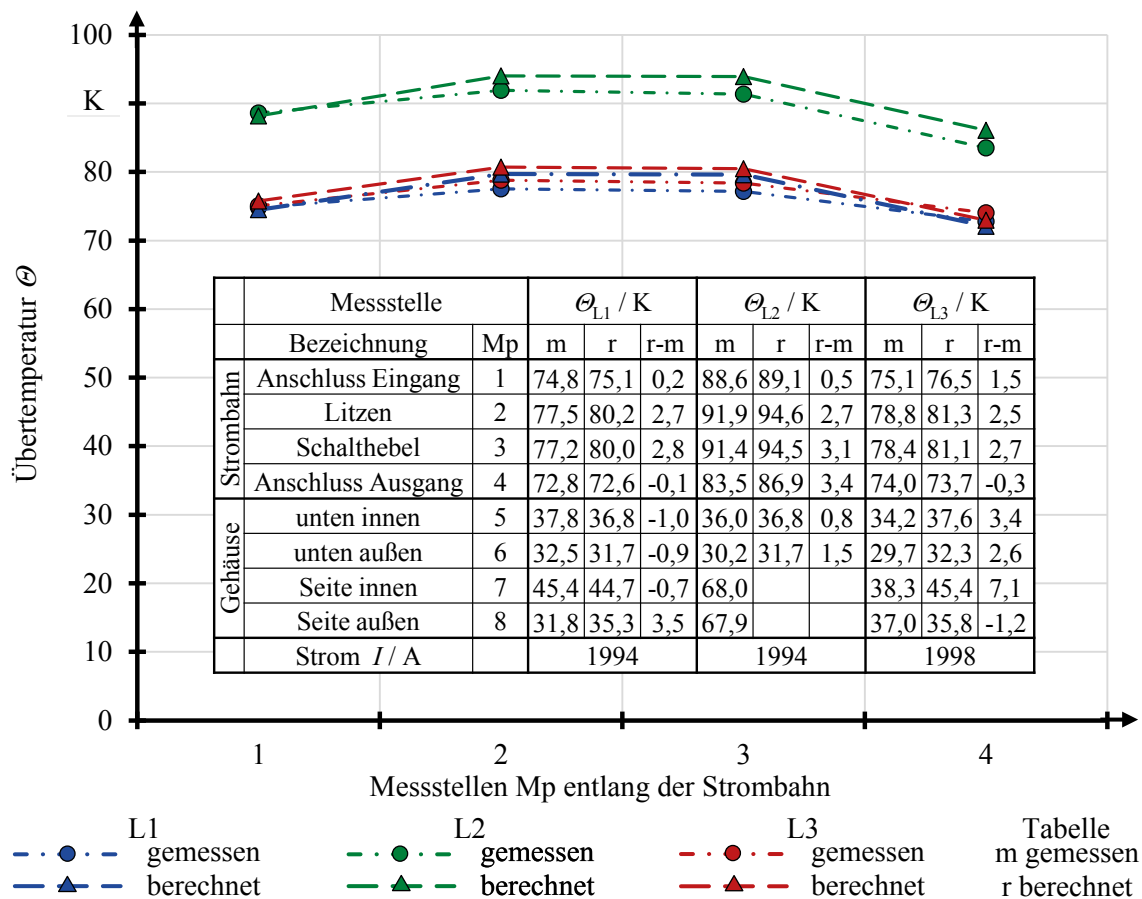


Bild 6.6: Vergleich der gemessenen und berechneten Übertemperaturen, im untersuchten Leistungsschalter ($I_r = 2000 \text{ A}$) des Einspeisefeldes der Versuchsanlage

Die im untersuchten Leistungsschalter gemessenen und berechneten Übertemperaturen stimmen gut miteinander überein. In der Strombahn des Schalters ergibt sich die maximale Differenz am Anschluss des Ausgangs (Mp4) im mittleren Schalterpol (L2). Das Wärmenetz berechnet an dieser Stelle um 3,4 K höhere Temperaturen. Für die am Gehäuse gemessenen und berechneten Übertemperaturen ergibt sich die maximale Differenz an der Innenseite (Mp4) am Schalterpol des Leiters L3. Das Wärmenetz berechnet an dieser Stelle um 7,1 K höhere Temperaturen. Vergleicht man jedoch die Übertemperaturen am Gehäuse der gegenüberliegenden Schalterpole L1 und L3, erkennt man, dass bei nahezu gleicher Temperatur der beiden Strombahnen die Übertemperatur der Innenseite (Mp4) am Schalterpol L1 ebenfalls um 7,1 K größer ist als am Schalterpol L3. Ursache kann hier die zu gering gemessene Temperatur an der Innenseite des Gehäuses am Schalterpol L3 sein. Bei allen in dieser Arbeit

durchgeführten experimentellen Untersuchungen zur Erwärmung der Schaltgeräte hat sich das Messen von Temperaturen auf den Oberflächen von schlecht wärmeleitenden Materialien, wie z. B. Kunststoffen, als besonders schwierig erwiesen. Zum einen ergeben sich dadurch, dass die Wärme an verschiedenen Stellen unterschiedlich gut (z. B. bei Kontakt zur Strombahn) in die Gehäuse transportiert wird, große Gradienten in der Temperaturverteilung auf den Kunststoffoberflächen. Zum anderen sind die Messunsicherheiten der Thermoelemente, bedingt durch den Wärmetransport entlang der Thermoelemente, für schlecht wärmeleitende Materialien wesentlich größer als bei Einsatz an Metallen [70].

Trotz dieser Abweichungen berechnet das erzeugte Wärmenetz eine Temperaturverteilung, die gut mit der gemessenen Temperaturverteilung übereinstimmt. Das Wärmenetz des untersuchten Leistungsschalters aus dem Einspeisefeld der Versuchsanlage ist daher durch die Ergebnisse aus dem Erwärmungsversuch verifiziert. Es kann somit in seiner Form als modularisiertes Wärmenetz (**Bild 6.4**) als eigenständiges Netzwerkelement zum Aufbau von Wärmenetzen von Niederspannung-Schaltgerätekombinationen eingesetzt werden.

6.2.3 Aufbau von Wärmenetzen für Kompaktleistungsschalter

Für die Kompaktleistungsschalter des Schaltfeldes 1 der untersuchten Versuchsanlage (**Bild 2.2**) einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination wurden Wärmenetze aufgebaut. Der Ablauf ist für alle untersuchten Kompaktleistungsschalter (**Kap. 2.4**) gleich und entspricht dem, wie er für den Aufbau des Wärmenetzes des Leistungsschalters im Einspeisefeld beschrieben ist (**Kap. 6.2.1**). Die signifikanten Eigenschaften dieser Wärmenetze werden daher am Beispiel des Wärmenetzes des Kompaktleistungsschalters mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 400 \text{ A}$ erläutert.

Die einzelnen Bauteile der Strombahnen des Kompaktleistungsschalters ($I_r = 400 \text{ A}$) werden anhand der Ergebnisse aus der Analyse der Verteilung der Widerstände (**Kap. 5.2.2**) gegliedert. Das Wärmenetz des Kompaktleistungsschalters besteht aus den separaten Strombahnen der drei Schalterpole, die durch Gehäusebauteile voneinander getrennt sind. So wie die Strombahnen typischerweise in Schalter- und Auslöseeinheit unterteilt sind, so sind auch die Gehäuse der Kompaktleistungsschalter unterteilt (**Bild 6.7**). Die Auslöseeinheiten sind meist in einem gemeinsamen Gehäuse untergebracht, in dem die Strombahnen der drei Schalterpole durch Zwischenwände voneinander getrennt sind. Im Falle des untersuchten Kompaktleistungsschalters mit $I_r = 400 \text{ A}$ sind die Strombahnen der Schaltereinheiten in separaten Schalterkammern untergebracht. Die Schalterkammern werden mit Schrauben zu einer gemeinsamen Schaltereinheit verbunden, auf die das Schaltschloss montiert ist. In anderen untersuchten Kompaktleistungsschaltern können auch die drei Strombahnen der Schaltereinheiten in einem gemeinsamen Gehäuse untergebracht sein. Die drei Schalterpole sind dann durch Zwischenwände voneinander getrennt.

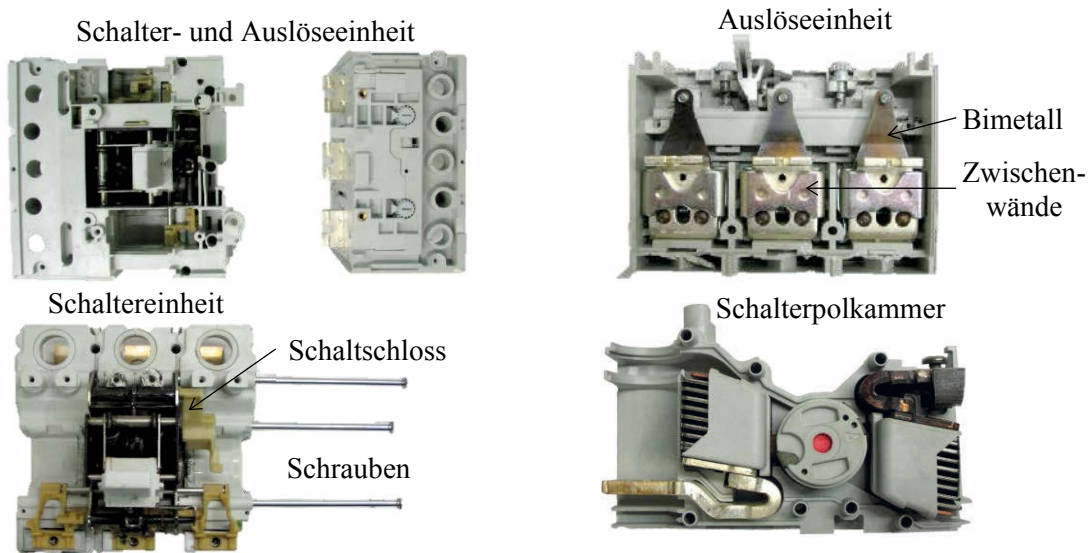


Bild 6.7: Gehäusekomponenten des demontierten Kompaktleistungsschalters für einen Bemessungsstrom von $I_r = 400$ A des Schaltfeldes 2 der Versuchsanlage

Es ergeben sich jedoch immer mehrere Gasinnenräume, die durch den konvektiven Wärmeübergang von den Strombahnen zum Gas (Luft) erwärmt werden. In den Strombahnen des Kompaktleistungsschalters wird die Wärmeleistung durch die Wärmeleistungsquelle (Bezeichnung PI2R...) in das Wärmenetz eingespeist (**Bild 6.8**). Die Wärmeleistungsquellen sind mit den gemessenen Widerständen der Strombahnabschnitte **Tabelle 5.12** parametrisiert. Durch die Widerstände (Bezeichnung RCD...) der Wärmeleitung wird die Wärme entlang der Strombahnen zu den Anschlüssen transportiert. Durch den Wärmeübergang erwärmen sich die Gasinnenräume der drei Schalterpolkammern und der Auslöseeinheit. An die unterschiedlichen Gehäuseabschnitte (unterteilt in: unten, oben, Seite L1 und Seite L3) erfolgt der Wärmetransport von den Gasinnenräumen durch Konvektion. Haben die Strombahnen direkten Kontakt mit den Gehäuseabschnitten, wird die Wärme durch Wärmeleitung ins Gehäuse transportiert (**Bild 6.8**). Durch die Gehäuseabschnitte erfolgt der Wärmetransport durch Wärmeleitung. Um das modularisierte Wärmenetz des Leistungsschalters mit den Wärmenetzen der anderen Komponenten verbinden zu können, werden Schnittstellen (L_S_L1... und L_A_L1...) an den Wärmeleitungswiderständen der Anschlüsse angeschlossen. Der Wärmetransport von den Gehäuseabschnitten an die Umgebung des Leistungsschalters wird durch die Schnittstellen (z. B. Bezeichnung CO_L1_s) sichergestellt. An diese werden die Wärmewiderstände der Strahlung und der Konvektion angeschlossen.

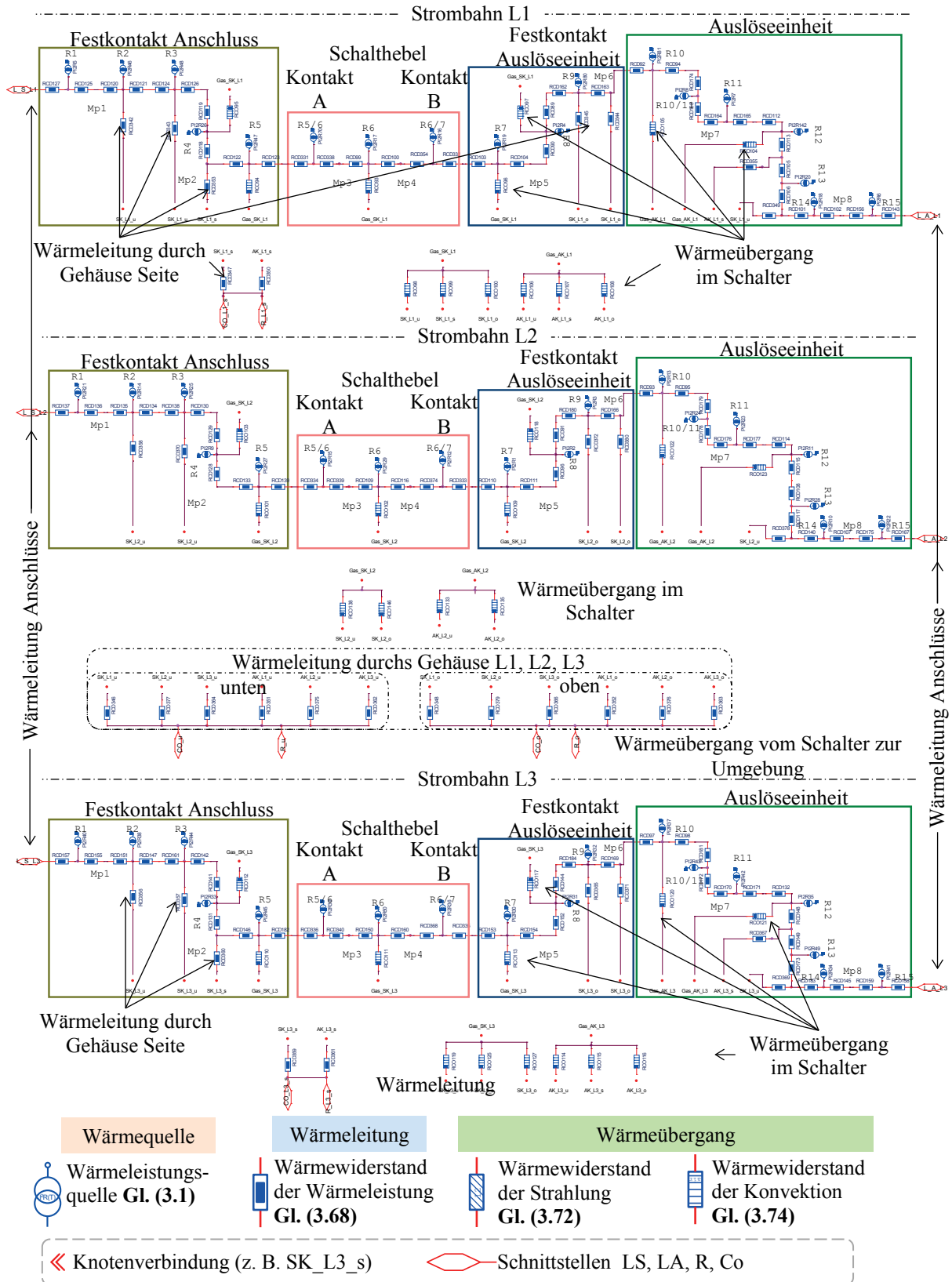


Bild 6.8: Wärmenetz des untersuchten Kompaktleistungsschalters für einen Bemessungsstrom von $I_r = 400$ A des Schaltfeldes 2 der Versuchsanlage

Aus dem Wärmenetz des oben beschriebenen Leistungsschalters (**Bild 6.8**) wird ein eigenständiges Netzwerkelement mit eigenem Schaltzeichen generiert (**Bild 6.9**).

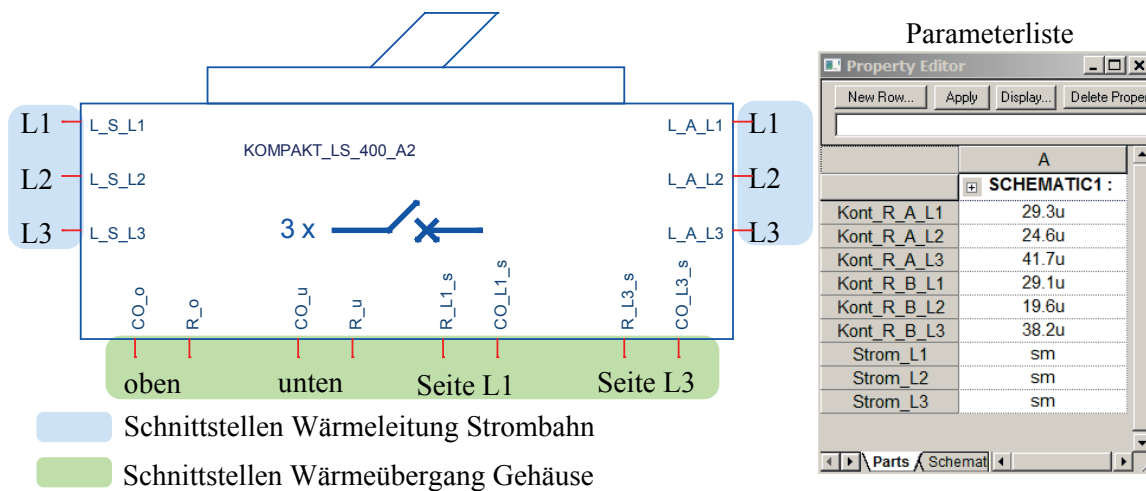


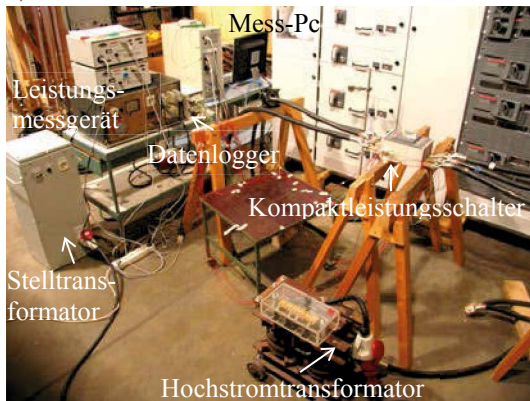
Bild 6.9: Netzwerkelement (Schaltzeichen) des modularisierten Wärmenetzes des Kompaktleistungsschalters ($I_r = 400 \text{ A}$) der Versuchsanlage und dazugehörige Parameterliste

Von außen können in diesem Netzwerkelement die Eigenschaften des Kompaktleistungsschalters über die Parameterliste gewählt werden. Es können z. B. die Widerstände (Bezeichnung Kont_R_A_L1...3) der beiden Schaltkontakte (A und B) jedes Schalterpoles variiert werden, um so die Veränderung auf die Temperaturverteilung im Schalter zu ermitteln. Die Strombelastungen (Strom_L1...3) können für jeden einzelnen Schalterpol separat vorgegeben werden, um auch unsymmetrische Belastungen des Kompaktleistungsschalters zu berücksichtigen.

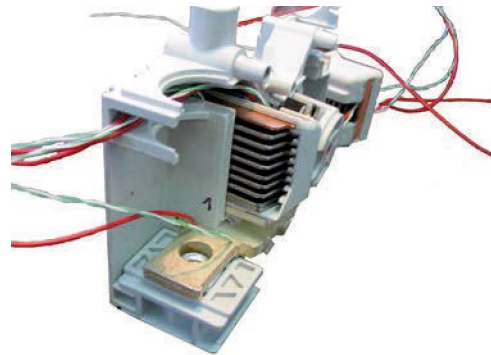
6.2.4 Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung von Kompaktleistungsschaltern

Um die Wärmenetze des Kompaktleistungsschalters ($I_r = 400 \text{ A}$) zu verifizieren, wurde eine Versuchsanordnung entwickelt und aufgebaut, mit dem die Erwärmung von Kompaktleistungsschaltern nach Norm [4] durchgeführt werden kann (**Bild 6.10**). Die Kompaktleistungsschalter werden dazu entsprechend ihrer Einbaulage in der Versuchsanlage frei im Raum positioniert. Für eine möglichst freie Konvektion werden die Kompaktleistungsschalter auf Böcken gelagert. Für das Beispiel des Kompaktleistungsschalters ($I_r = 400 \text{ A}$) wurden an den Anschlüssen der drei Schalterpole 1 x 240 mm² Kupferkabel montiert. Die Kabel wurden so angeschlossen, dass jeweils einer der beiden Anschlüsse der Schalterpole L1 und L3 mit dem Hochstromtransformator KWT verbunden war.

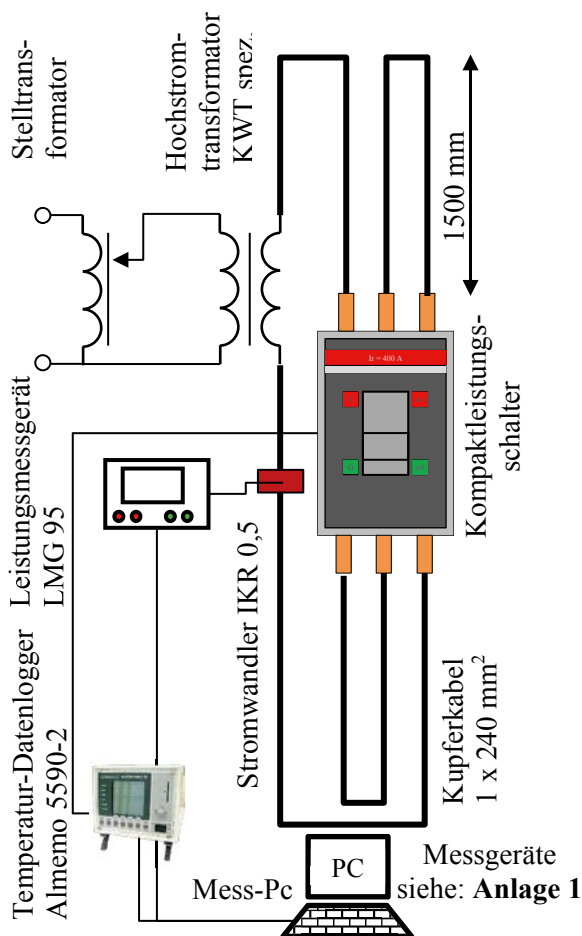
a) Bild Versuchsaufbau



b) präparierte Strombahn



c) Skizze Versuchsaufbau



d) Temperaturmessstellen

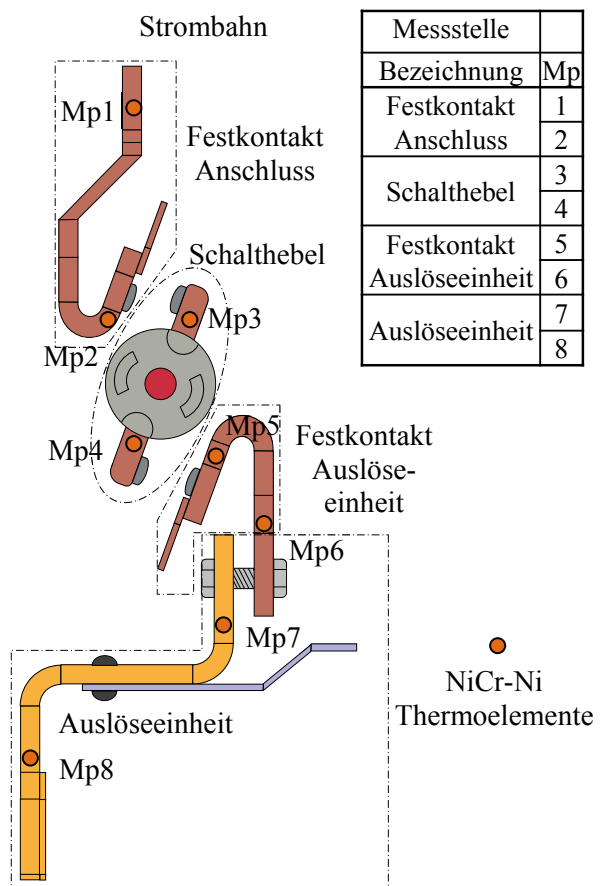


Bild 6.10: Versuchsaufbau zum Messen der Erwärmung des Kompaktleistungsschalters ($I_r = 400 \text{ A}$) frei im Raum, des Schaltfeldes 2 der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Die übrigen Anschlüsse wurden mit den Kupferkabeln zu einer Reihenschaltung aller Schalterpole miteinander verbunden. Durch den Hochstromtransformator wurde der Kompaktleistungsschalter mit einem 50-Hz-Wechselstrom belastet. Mit Hilfe eines Stromwandlers vom

Typs IKR 0,5 600/5 (**Anlage 1**) wurde der Belastungsstrom übersetzt und an das Leistungsmessgerät LMG 95 (**Anlage 1**) übertragen. Mit dem Leistungsmessgerät konnten zusätzlich die Spannungen über den Schaltkontakten der drei Schalterpole (**Bild 5.25** und **Tabelle 5.13**) erfasst werden, um den Widerstand der Schaltkontakte während der Erwärmung zu ermitteln. Die Temperaturen im Leistungsschalter wurden je Schalterpol mit 8 NiCr-Ni Thermoelementen und einem Temperatur-Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2 gemessen (**Bild 6.10**). Die Thermoelemente (Mp1...8) wurden in die Strombahnen der drei Schalterpole verstemmt. Die Umgebungstemperatur wurde in Höhe des Leistungsschalters durch weitere NiCr-Ni Thermoelemente registriert. Die Erwärmungsverläufe und die Belastungsströme wurden durch einen Mess-PC aufgezeichnet. Aus den gemessenen Temperaturverläufen des Erwärmungsversuchs können die Übertemperaturen Θ im thermisch stationären Zustand des Kompaktleistungsschalters ermittelt und mit den durch das Wärmenetz berechneten Übertemperaturen verglichen werden (**Bild 6.11**).

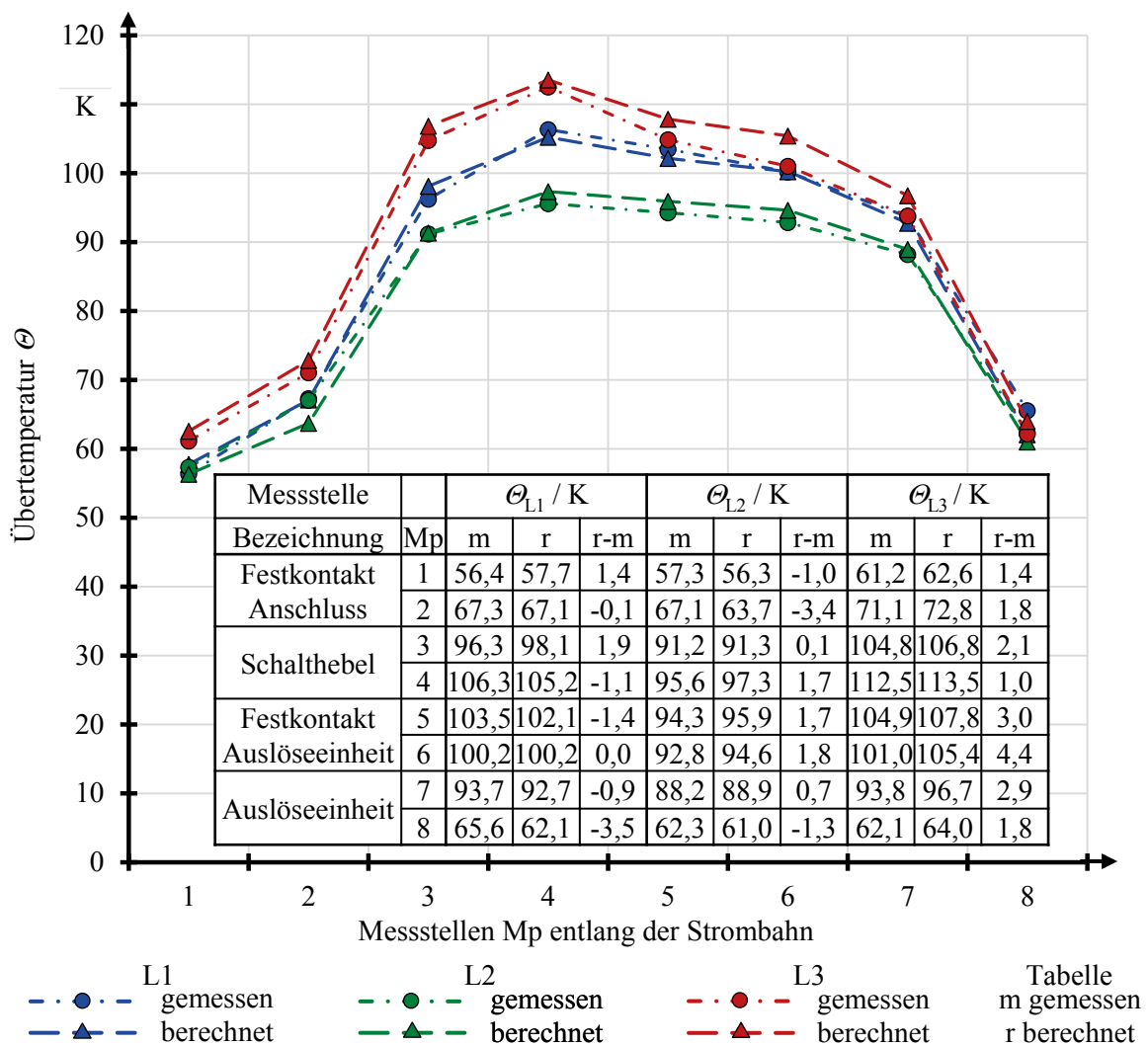


Bild 6.11: Vergleich der gemessenen und berechneten Übertemperaturen, im untersuchten Kompaktleistungsschalter ($I_r = 400 \text{ A}$) des Schaltfeldes der Versuchsanlage bei Belastung mit $I = 398,7 \text{ A}$

Die im untersuchten Kompaktleistungsschalter gemessenen und berechneten Übertemperaturen stimmen gut miteinander überein. Die maximale Differenz ergibt sich an der Messstelle Mp6 in der Auslöseeinheit im Schalterpol L3. Das Wärmenetz berechnet an dieser Stelle eine um 4,4 K höhere Temperatur. Aus den Analysen zu den Stromwärmeverlusten (**Kap. 5.2.2**) ist bekannt, dass der Verbindungswiderstand der Schaltkontakte in Kompaktleistungsschaltern stark variieren kann. Für das Wärmenetz des hier untersuchten Kompaktleistungsschalters werden die tatsächlich vor dem Erwärmungsversuch gemessenen Widerstände verwendet (**Tabelle 5.13**). Das aufgebaute Wärmenetz berechnet, bei gleicher Strombelastung, deutliche Temperaturdifferenzen ($\Delta\vartheta = 8,7\text{ K}$) in der Nähe der Schaltkontakte (Mp3) auf den Schalthebeln der Schalterpole L1 und L3, obwohl die Flächen der Gehäuse für die Wärmeabgabe für diese beiden Schalterpole äquivalent sind. Die unterschiedliche Erwärmung der beiden Schalterpole wird nur durch die unterschiedlichen Verbindungswiderstände der Schaltkontakte verursacht. Dieser Einfluss der Schaltkontakte auf die Erwärmung der Strombahnen des Kompaktleistungsschalters kann ebenfalls im Erwärmungsversuch nachgewiesen werden. Das Wärmenetz des untersuchten Kompaktleistungsschalters aus dem Schaltfeld 2 der Versuchsanlage ist daher durch die Ergebnisse aus dem Erwärmungsversuch verifiziert. Es kann somit in seiner Form als modularisiertes Wärmenetz (**Bild 6.9**) als eigenständiges Netzwerkelement zum Aufbau von Wärmenetzen von Niederspannung-Schaltgerätekombinationen eingesetzt werden.

6.3 Lasttrennschalter mit Sicherungen

6.3.1 Aufbau von Wärmenetzen für Lasttrennschalter mit Sicherungen

Für die Lasttrennschalter mit Sicherungen des Schaltfeldes 2 der untersuchten Versuchsanlage (**Bild 2.2**) einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination wurden Wärmenetze aufgebaut. Der Ablauf ist für alle untersuchten Lasttrennschalter mit Sicherungen (**Kap. 2.4**) gleich und entspricht dem, wie er für den Aufbau des Wärmenetzes des Leistungsschalters im Einspeisefeld beschrieben ist (**Kap. 6.2.1**). Die signifikanten Eigenschaften dieser Wärmenetze werden daher am Beispiel des Wärmenetzes des Lasttrennschalters mit Sicherungen der Größe NH 3 mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 630\text{ A}$ erläutert.

Die einzelnen Bauteile der Strombahnen des Lasttrennschalters ($I_r = 630\text{ A}$) werden anhand der Ergebnisse aus der Analyse der Verteilung der Widerstände (**Kap. 5.2.3**) gegliedert. Das Wärmenetz des Lasttrennschalters besteht aus den separaten Strombahnen der drei Schalterpole, die durch Gehäusebauteile voneinander getrennt sind. Entsprechend der Aufteilung des Lasttrennschalters in die Funktionsräume Schaltkammer, Sicherungseinheit und Anschlussraum (**Bild 5.27**) ist auch das Wärmenetz (**Bild 6.12**) unterteilt. Es ergeben sich somit sieben Gasinnenräume, die durch den konvektiven Wärmeübergang von den Strombahnen zum Gas (Luft) erwärmt werden.

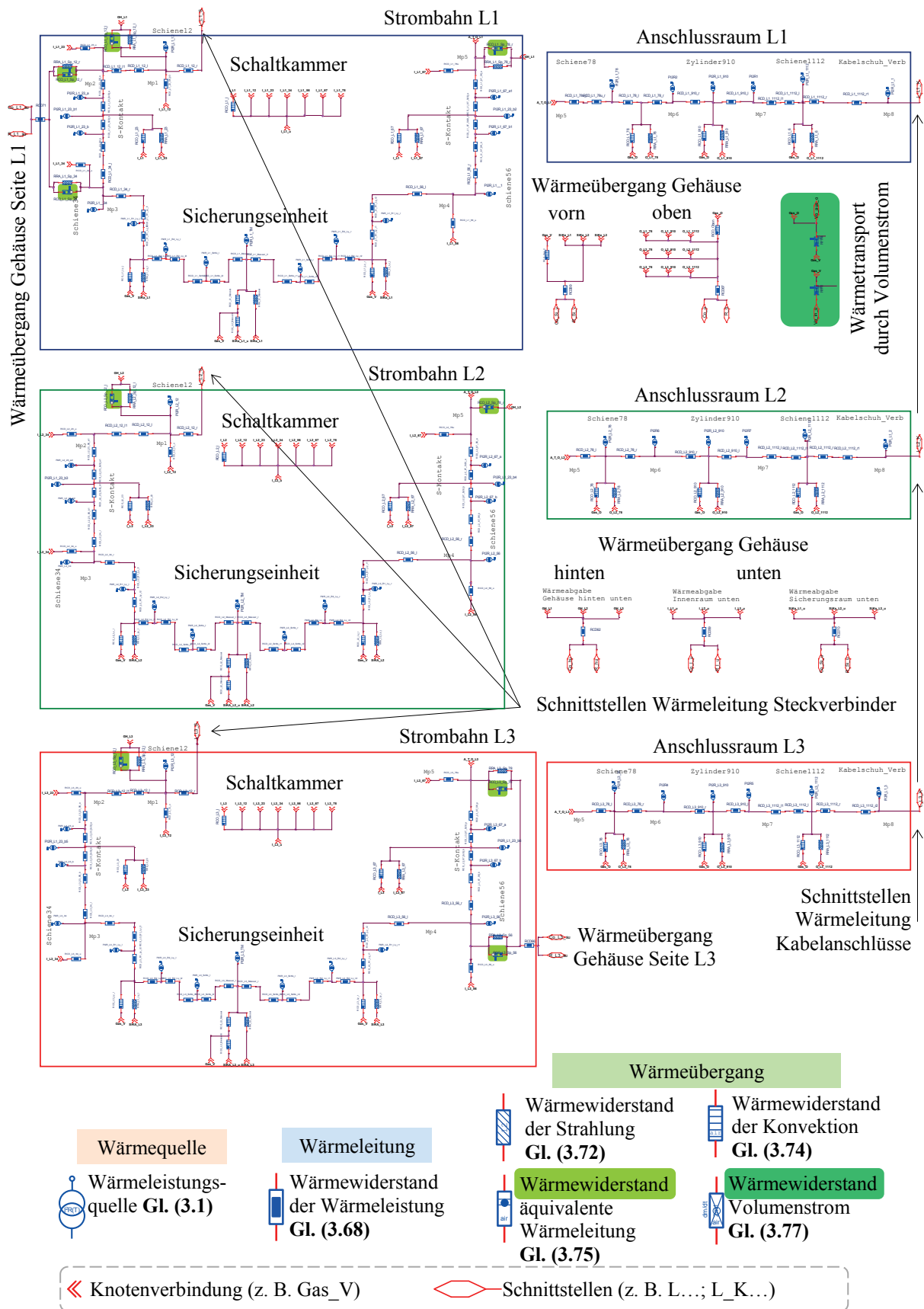


Bild 6.12: Wärmenetz des untersuchten Lasttrennschalters mit Sicherungen für einen Bemessungsstrom von $I_r = 630$ A des Schaltfeldes 2 der Versuchsanlage

In den Strombahnen des Lasttrennschalters wird die Wärmeleistung durch die Wärmeleistungsquelle (Bezeichnung PI2R...) in das Wärmenetz eingespeist. Die Wärmeleistungsquellen sind mit den gemessenen Widerständen der Strombahnabschnitte (**Tabelle 5.14**) parametrisiert. Durch die Widerstände (Bezeichnung RCD...) der Wärmeleitung wird die Wärme entlang der Strombahnen zu den Anschlüssen (Steckverbinder und Kabelanschlüsse) transportiert. Durch den Wärmeübergang erwärmen sich die Gasinnenräume der drei Schaltkammern (L1, L2 und L3), der drei Sicherungseinheiten (L1, L2 und L3) und des Anschlussraumes. An die unterschiedlichen Gehäuseabschnitte (unterteilt in: unten, oben, vorn, hinten, Seite L1 und Seite L3) erfolgt der Wärmetransport von den Gasinnenräumen durch Konvektion. Haben die Strombahnen direkten Kontakt mit den Gehäuseabschnitten wird die Wärme durch Wärmeleitung ins Gehäuse transportiert (**Bild 6.12**). An verschiedenen Stellen sind die Strombahnen der Lasttrennschalter durch spaltförmige Hohlräume vom Gehäuse getrennt. Der Wärmetransport wird hier mit Hilfe der Wärmewiderstände der äquivalenten Wärmeleitung (**Gl. (3.75)**) berechnet. Durch die Gehäuseabschnitte erfolgt der Wärmetransport durch Wärmeleitung. Die Gehäuse der Lasttrennschalter sind im Bereich der Sicherungseinheiten und des Anschlussraumes mit Lüftungsöffnungen ausgestattet (**Bild 5.27**). Die Wärme wird hier durch den Volumenstrom übertragen. Durch die unteren Öffnungen strömt die Luft mit Umgebungstemperatur in das Gasvolumen der Sicherungseinheiten. Die dort erwärmte Luft strömt durch die Lüftungsöffnungen in den über den Sicherungseinheiten liegenden Anschlussraum.

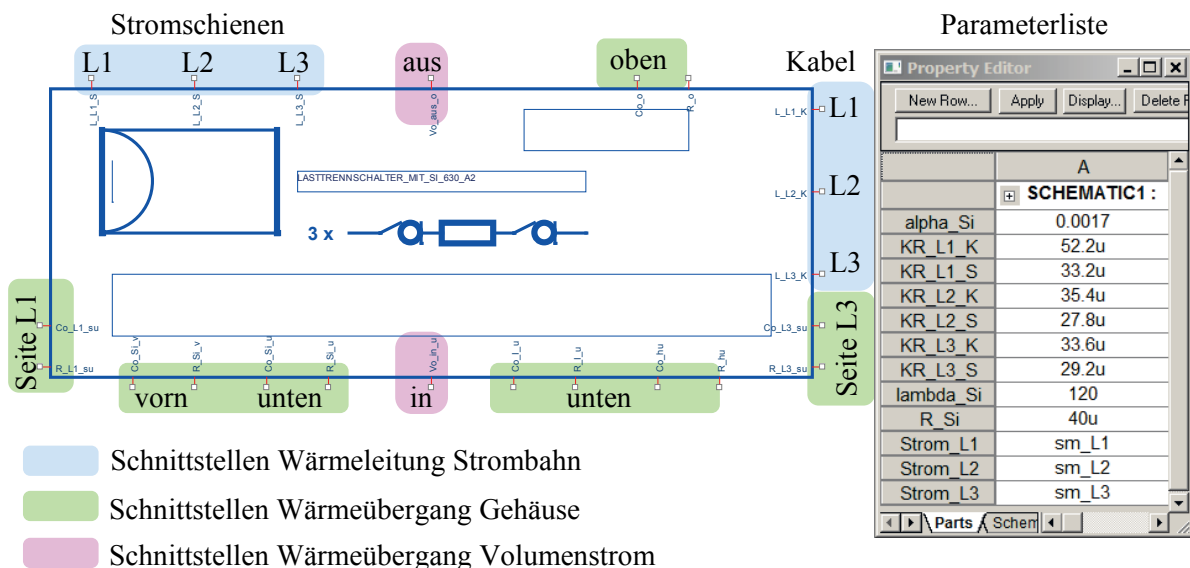


Bild 6.13: Netzwerkelement (Schaltzeichen) des modularisierten Wärmenetzes des Lasttrennschalters mit Sicherungen ($I_r = 630 \text{ A}$) der Versuchsanlage und dazugehörige Parameterliste

Um das modularisierte Wärmenetz des Leistungsschalters mit den Wärmenetzen der anderen Komponenten verbinden zu können, werden Schnittstellen (L_L1_S... und L_L1_K...) an den Wärmeleitungswiderständen der Anschlüsse angeschlossen. Der Wärmetransport von den Gehäuseabschnitten an die Umgebung des Leistungsschalters wird durch die Schnittstellen (z. B. Bezeichnung CO_L1_su oder R_L3_su) sichergestellt. An diese werden die Wärmewiderstände der Strahlung und der Konvektion angeschlossen. Über die Anschlüsse Vo_in_u und Vo_aus_o wird der Wärmetransport durch die Kühlmittelströmungen realisiert.

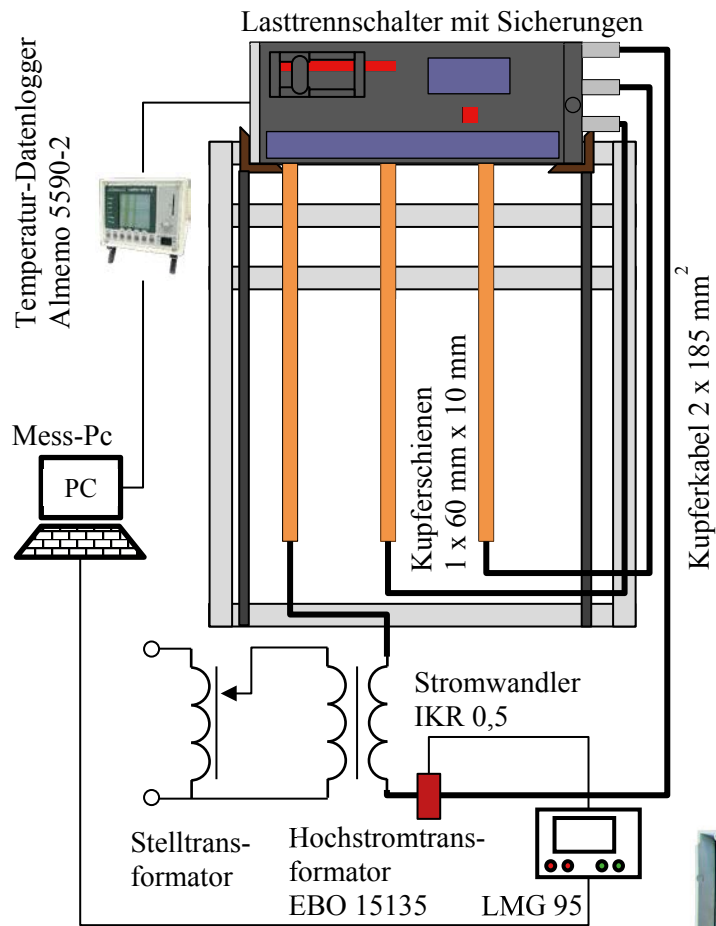
6.3.2 Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung von Lasttrennschaltern mit Sicherungen

Für die thermischen Untersuchungen zur Verifizierung der Wärmenetze der Lasttrennschalter mit Sicherungen wurde eine Versuchsanordnung entwickelt und aufgebaut, die der Einbauart dieser Schalter in einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination entspricht. Die untersuchten Lasttrennschalter werden durch Steckkontakte an den Verteilerschienen eines Feldes montiert.

Für den Versuchsaufbau wurde die Verteilerschienenanordnung einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination nachgebildet. Diese besteht aus einem Gestell auf dem Verteilerschienen verschiedener Querschnitte montiert werden können (**Bild 6.14**). An dem Gestell ist eine Halterung für die Lasttrennschalter befestigt. Der Abstand der Schalterhalterungen wurde so eingestellt, dass die Schalter frei von der Luft angeströmt werden können. Die Lasttrennschalter werden mit ihren Steckkontakten auf die Verteilerschienen aufgesteckt. Auf der anderen Seite der Lasttrennschalter werden Kupferkabel mit einer Länge von 2 m montiert. Für das Beispiel des Lasttrennschalters mit Sicherungen der Größe NH 3 mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 630 \text{ A}$ kamen $2 \times 185 \text{ mm}^2$ Kupferkabel zum Einsatz (**Bild 6.14**). Die Kabel wurden so an die Verteilerschienenanordnung angeschlossen, dass eine Reihenschaltung aller drei Schalterpole entstand. Mit weiteren Kupferkabeln wurde die Verbindung zum Hochstromtransformator des Typs EBO 15135 hergestellt. Durch den Hochstromtransformator wurde der Lasttrennschalter mit einem 50-Hz-Wechselstrom belastet.

Mit Hilfe eines Stromwandlers vom Typs IKR 0,5 600/5 (**Anlage 1**) wurde der Belastungsstrom übersetzt und an das Leistungsmessgerät LMG 95 (**Anlage 1**) übertragen. Die Temperaturen im Lasttrennschalter wurden je Schalterpol mit 8 NiCr-Ni Thermoelementen und einem Temperatur-Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2 gemessen (**Bild 6.14**). Die Thermoelemente (Mp1...8) wurden in die Strombahnen der drei Schalterpole verstemmt. Die Umgebungstemperatur wurde in Höhe des Leistungsschalters durch weitere NiCr-Ni Thermoelemente registriert. Die Erwärmungsverläufe und die Belastungsströme wurden durch einen Mess-PC aufgezeichnet. Für die Erwärmungsversuche wurden statt der Sicherungseinsätze Trennmesser eingesetzt. Für den Lasttrennschalter der Größe XR 3 kamen Trennmesser aus Messing (CuZn36 , $\kappa_{20} = 15 \text{ MS m}^{-1}$) zum Einsatz.

a) Skizze Versuchsaufbau

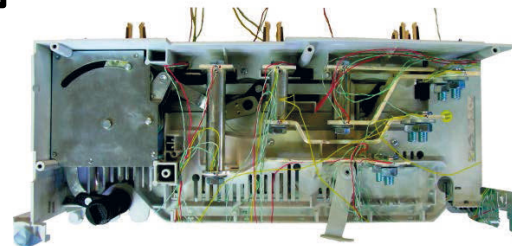


Messgeräte siehe: Anlage 1

b) Bild Versuchsaufbau



d) präparierte Lasttrennschalter



c) Temperaturmessstellen

Messstelle	
Bezeichnung	Mp
Festkontakt A	1
	2
Festkontakt B	3
Festkontakt C	4
Festkontakt D	5
Zylinder	6
	7
Kabelanschluss	8

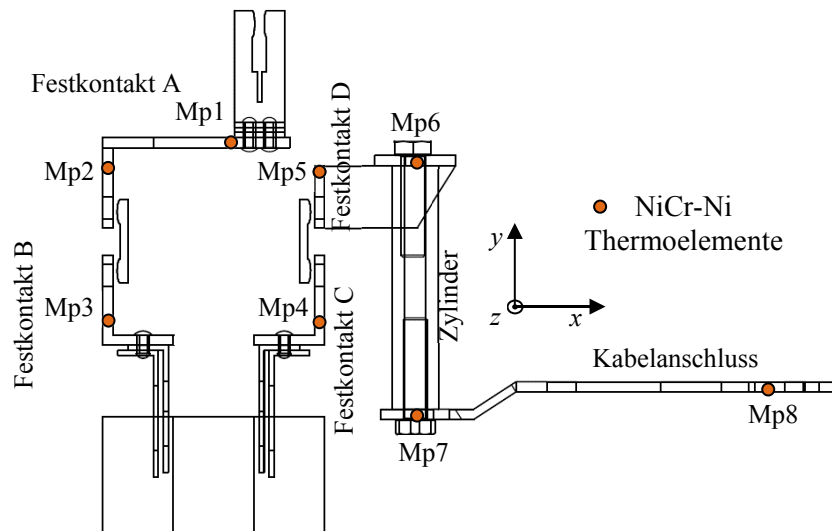


Bild 6.14: Versuchsaufbau zum Messen der Erwärmung des Lasttrennschalters mit Sicherungen ($I_r = 620 \text{ A}$) frei im Raum, des Schaltfeldes 3 der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Aus den gemessenen Temperaturverläufen des Erwärmungsversuchs können die Übertemperaturen Θ im thermisch stationären Zustand des Lasttrennschalters ermittelt und mit den durch das Wärmenetz berechneten Übertemperaturen verglichen werden (**Bild 6.15**).

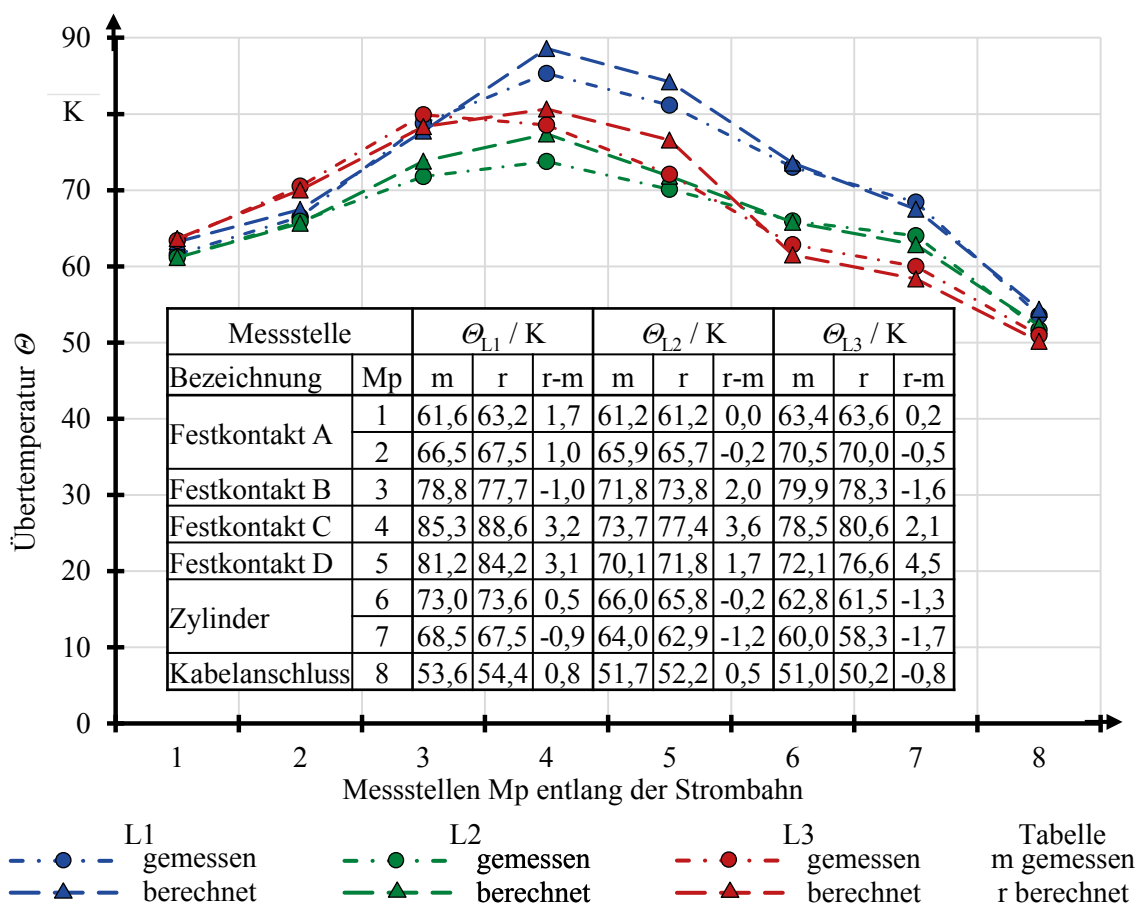


Bild 6.15: Vergleich der gemessenen und berechneten Übertemperaturen, im untersuchten Lasttrennschalter mit Sicherungen ($I_r = 630 \text{ A}$) des Schaltfeldes 3 der Versuchsanlage bei Belastung mit $I = 401,6 \text{ A}$

Die im untersuchten Lasttrennschalter der Größe XR3 gemessenen und berechneten Übertemperaturen stimmen gut miteinander überein. Die maximale Differenz ergibt sich an der Messstelle Mp4 am Festkontakt C im Schalterpol L2. Das Wärmenetz berechnet an dieser Stelle eine um 3,6 K höhere Temperatur. Bedingt durch die Leistenbauform sind die Abmessungen der einzelnen Bauteile der Strombahnen der drei Schalterpole in den Lasttrennschaltern unterschiedlich. Damit ergeben sich unterschiedliche Verlustleistungen und unterschiedliche Widerstände für die Wärmeabgabe in den vergleichbaren Abschnitten der Strombahnen der drei Schalterpole. Diese Unterschiede sind deutlich in den gemessenen und den berechneten Temperaturverteilungen (**Bild 6.15**) erkennbar. Das Wärmenetz des untersuchten Lasttrennschalters mit Sicherungen aus dem Schaltfeld 3 der Versuchsanlage ist daher durch

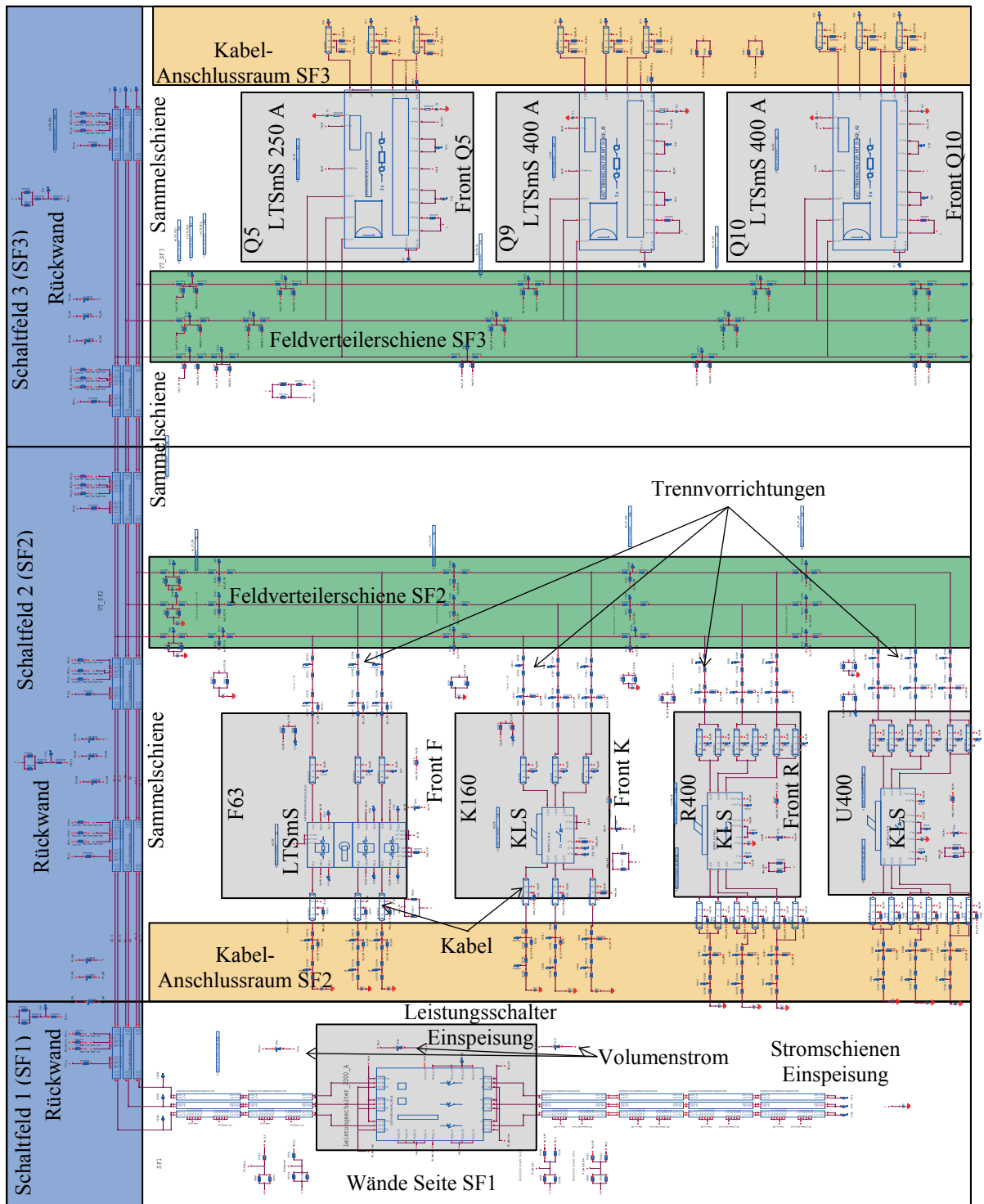
die Ergebnisse aus dem Erwärmungsversuch verifiziert. Es kann somit in seiner Form als modularisiertes Wärmenetz (**Bild 6.13**) als eigenständiges Netzwerkelement zum Aufbau von Wärmenetzen von Niederspannung-Schaltgerätekombinationen eingesetzt werden.

7 Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

7.1 Aufbau des Wärmenetzes einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Nachdem die Wärmenetze der verschiedenen Betriebsmittel der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen aufgebaut und experimentell verifiziert wurden (**Kap. 6**), werden die Wärmenetze der einzelnen Betriebsmittel zum Gesamt-Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zusammengeschaltet (**Bild 7.1**). Für das Wärmenetz wird eine Kombination der einzelnen Schaltgeräte gewählt, bei der eine möglichst hohe thermische Belastung der gesamten Versuchsanlage zu erwarten ist. Das Wärmenetz besteht aus insgesamt drei Schaltfeldern, dem Einspeisefeld (Schaltfeld 1) und zwei Abgangsfeldern (Schaltfeld 2 und 3). Im Schaltfeld 1 befindet sich das modularisierte Wärmenetz (**Kap. 6.2.1**) des Leistungsschalters für einen Bemessungsstrom von $I_r = 2000 \text{ A}$. An diesem sind die Stromschienen der Einspeisung angeschlossen. Über Konvektion wird im Schaltfeld 1 Wärme vom Leistungsschalter und den Stromschienen an die Innenluft in verschiedenen Ebenen abgegeben. Die Luftvolumina sind über Widerstände für den Wärmetransport durch den Volumenstrom verbunden, damit die Temperatur in verschiedenen Höhen betrachtet werden kann. Über Strahlung wird im Schaltfeld 1 Wärme vom Leistungsschalter und den Stromschienen und durch Konvektion von der Innenluft an die verschiedenen Gehäusebauteile (z. B. Seitenwände) transportiert. Von den Gehäusebauteilen erfolgt der Wärmetransport durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung der Versuchsanlage.

Im oberen Bereich des Wärmenetzes befindet sich der Sammelschienenraum, der entsprechend der vorhandenen Schaltfelder gegliedert ist. In diesem bilden modularisierte Wärmenetze der Stromschienen die 2 x 60 mm 10 mm Sammelschiene der Versuchsanlage nach (**Bild 7.1**). Die Sammelschiene ist für jedes Schaltfeld in mehrere Abschnitte unterteilt. Die Abschnitte können durch jeweils einen separaten Strom belastet werden. Dies ist notwendig, da sich der Gesamtstrom aus dem Einspeisefeld an den Verbindungsstellen zu den Feldverteilerschienen aufteilt. Für jedes der drei Schaltfelder ist der Sammelschienenraum in drei Luftvolumina unterteilt, die durch Widerstände für den Wärmetransport durch den Volumenstrom, miteinander verbunden sind. Damit kann der konvektive Wärmetransport der einzelnen Leiter der Sammelschienen an die über die Höhe der Versuchsanlage verschiedenen Temperaturen berücksichtigt werden. Durch Konvektion von den Luftvolumina und durch Strahlung von den Sammelschienen erwärmen sich die Gehäusebauteile (z. B. Rückwände) des Sammelschienenraumes. Die Wärme, die durch Wirbelströme und Hysterese entsteht, wird in den Rückwänden durch Wärmeleistungsquellen (Bezeichnung PI2R...) berücksichtigt.



LTSmS = Lasttrennschalter mit Sicherungen KLS = Kompaktleistungsschalter

Sammelschienenraum

Feldverteilerschienen

Kabelanschlussraum

Geräteraum /Gerätefach

Bild 7.1: Wärmenetz der untersuchten Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Von den Gehäusebauteilen des Sammelschienenraumes erfolgt der Wärmetransport durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung der Versuchsanlage (**Bild 7.1**).

Die Schaltfelder 2 und 3 gliedern sich in die Feldverteilerschienen, die Kabelanschlussräume und die einzelnen Gerätefächer. Im Schaltfeld 2 befinden sich die modularisierten Wärmenetze des Lasttrennschalters mit Sicherungen für einen Bemessungsstrom von $I_r = 63$ A (Fach F63), des Kompaktleistungsschalters für einen Bemessungsstrom von $I_r = 160$ A (Fach K160) und des Kompaktleistungsschalters (**Kap. 6.2.3**) für einen Bemessungsstrom von $I_r = 400$ A (Fach R400 und U400). Die modularisierten Wärmenetze der Geräte sind über die Wärmenetze der Trennvorrichtung und über modularisierte Wärmenetze für Niederspannungskabel mit den Feldverteilerschienen und mit den Wärmenetzen für die Abgänge im Kabelanschlussraum verbunden. Der Wärmetransport von den Geräten erfolgt durch Konvektion an die Luftvolumen in jedem Fach. Die Luftvolumen jedes Fachs sind untereinander mit den Widerständen für den Wärmetransport durch den Volumenstrom miteinander verbunden. Zudem befinden sich in jedem Fach Lüftungsöffnungen, durch die ebenfalls Wärme durch den Volumenstrom nach außen transportiert wird. Von den Geräten und den Kabeln in den einzelnen Fächern wird Wärme durch Strahlung und von den Luftvolumen durch Konvektion an die Gehäusebauteile (z. B. die Fronten der Fächer) übertragen. Von den Fächerfronten erfolgt der Wärmetransport durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung.

Im Schaltfeld 3 befinden sich die modularisierten Wärmenetze des Lasttrennschalters mit Sicherungen für einen Bemessungsstrom von $I_r = 250$ A (Fach Q5) und des Lasttrennschalters mit Sicherungen für einen Bemessungsstrom von $I_r = 400$ A (Fach Q9 und Q10). Die Wärme wird im Schaltfeld 3 in ähnlicher Weise übertragen wie im Schaltfeld 2. Im Gegensatz zum Schaltfeld 2 sind die Lasttrennschalter nicht in weiteren Umhüllungen eingeschlossen. Die Gehäuse der Lasttrennschalter sind gleichfalls die Gehäusefront des Schaltfeldes 3. Die Wärme kann hier direkt von den Gehäusen der Geräte an die Umgebung der Versuchsanlage abgegeben werden.

Damit ist ein Gesamt-Wärmenetz für die Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination vollständig aufgebaut. Mit diesem Wärmenetzmodell ist es möglich, die Temperaturen des für den Nachweis zur Einhaltung der Grenztemperaturen nach Normen [1] [2] geforderten Stellen zu berechnen. Zusätzlich können aber auch die Temperaturen innerhalb der eingebauten Betriebsmitte betrachtet werden.

7.2 Experimentelle Untersuchungen zur Erwärmung einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination

Für die thermischen Untersuchungen der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination (**Bild 2.2**) wurde ein Versuchsstand entwickelt und aufgebaut, mit dem die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen entsprechend den Normen ([1] und [2]) gemessen werden kann. Bei einer normgerechten Prüfung der Erwärmung einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination muss die thermisch ungünstigste Anordnung ausgewählt und die Schaltgeräte entsprechend ihrer Bemessungsströme und Bemessungsbelastungsfaktoren belastet werden. Wird die Niederspannungs-Schaltgerätekombination durch eine einzige Stromquelle gespeist, stellen sich die Ströme abhängig von den Impedanzen in der Anlage ein. Diese Stromverteilung stimmt in der Regel nicht mit den geforderten Belastungsströmen der einzelnen Abgänge überein. Sie müssen deshalb durch zusätzliche Bauelemente eingestellt werden. Dafür wurden Widerstandsbänke mit verstellbaren Lastwiderständen entwickelt (**Bild 7.2**).

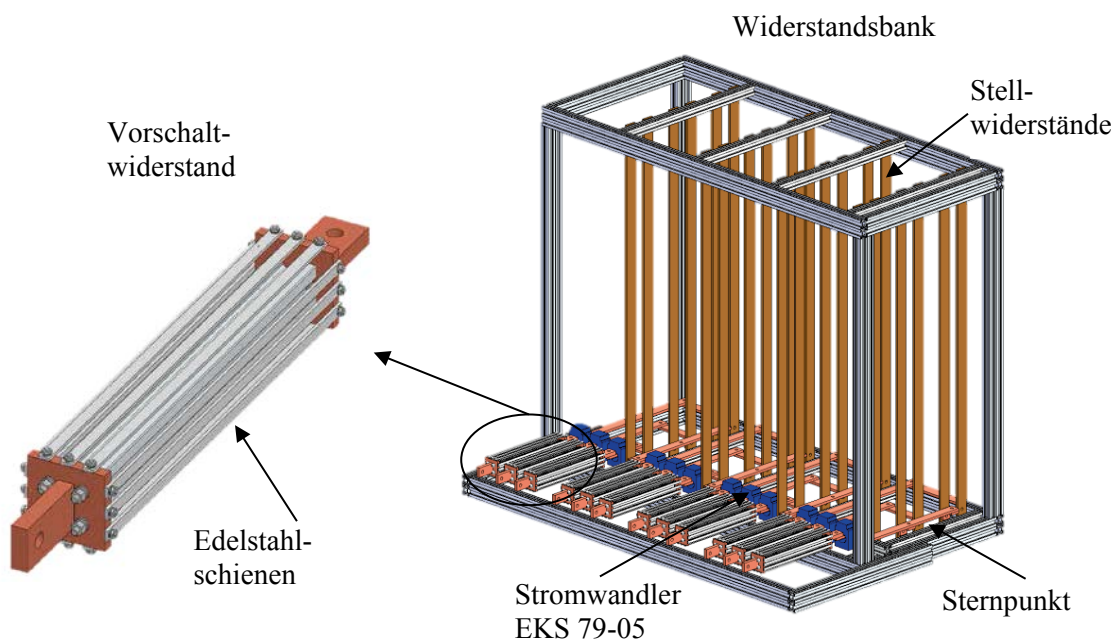


Bild 7.2: Widerstandsbänke zum Einstellen der Stromaufteilung in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen

Auf einer Widerstandsbank befinden sich für jeden Abgang drei separate Lastwiderstände, die an ihren Enden zu einem Sternpunkt verbunden sind. Die einzelnen Lastwiderstände setzen sich aus den Vorschaltwiderständen und den Stellwiderständen zusammen. Die Vorschaltwiderstände bestehen aus bis zu 12 parallel geschalteten Edelstahlschienen. Damit können stufenweise Widerstände von $0,8 \mu\Omega$ bis $9,5 \mu\Omega$ realisiert werden. Die Stellwiderstände bestehen jeweils aus zwei 1,5 m langen Bronzeschienen. Sie sind in einem Bereich von $0,01 \mu\Omega$

The schematic illustrates the electrical connections between various components:

- Niederspannungs-Schaltgerätekombination**: A multi-bay switchgear assembly.
- Widerstandsbank**: A bank of resistors used for load simulation.
- Hochstromtransformator DTK 100**: A transformer providing high current to the system.
- Stromwandler KSO 1822 3000/1**: A current transformer for measurement.
- Leistungsmessgerät LMG 500**: A power meter connected to the U, V, and W phases.
- Echt-Effektivwertmessgeräte CC-U/I**: True RMS measuring devices for voltage and current.
- Datenlogger Almemo 5590-2**: A data logger for recording measurements.
- Mess-Pc**: A computer used for data acquisition and control.
- Kabel / Leitung**: Various cables connecting the components.

Device	Cable Specification
F63	1 x 16 mm ²
K160	1 x 70 mm ²
R400	1 x 240 mm ²
U400	1 x 240 mm ²
Q5	1 x 120 mm ²
Q9	1 x 240 mm ²
Q10	1 x 240 mm ²

Zum Messen der in der Anlage fließenden Ströme wurden Stromwandler (EKS 79-05 150/1, 250/1, 400/1 und 600/1 sowie KSO 1822 3000/1) zusammen mit dem Leistungsmessgerät LMG 500 (**Anlage 1**) oder mit Echt-Effektivwertmessgeräten (CC-U/I ABB) verwendet. Die

Messsignale der Echt-Effektivwertmessgeräte wurden von einem Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2 erfasst. Die Temperaturen wurden mit Thermoelementen und einem Temperatur-Datenlogger des Typs ALMEMO 5590-2 gemessen. Die Thermoelemente wurden in den Strombahnen, an den Umhüllungen, in den Innenräumen und außerhalb der Schaltanlage angebracht. Das Leistungsmessgerät, die Datenerfassungsgeräte und die Temperaturmessgeräte wurden mit einem Messrechner verbunden. Alle Belastungsströme und Temperaturen wurden kontinuierlich und zeitgleich mit einem Messprogramm aufgezeichnet.

Der Vergleich zwischen den im Versuch gemessenen und den mit dem Wärmenetz berechneten Temperaturen zeigt unterschiedliche Ergebnisse (**Tabelle 7.1**). Im Schaltfeld 1 stimmen die Temperaturen z. B. an den Ein- und Ausgängen des Leistungsschalters sehr gut überein. Das Wärmenetz berechnet hier um maximal 5,1 K höhere Temperaturen.

Tabelle 7.1: Vergleich der gemessener und berechneter Temperaturen, in der untersuchten Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination ($I_r = 2000 \text{ A}$) bei Belastung mit einem Gesamtstrom von $I = 2025 \text{ A}$ ($\vartheta_0 = 25,4 \text{ °C}$)

Messstelle		Messung	Berechnung	Differenz
		ϑ_{mess}	$\vartheta_{\text{rech}} / \text{°C}$	$\vartheta_{\text{rech}} - \vartheta_{\text{mess}} / \text{K}$
Leistungsschalter Einspeisefeld	LS_L1_in	100,7	105,2	4,5
	LS_L1_out	110,6	115,3	4,7
	LS_L2_in	113,8	117	3,2
	LS_L2_out	121,7	126,8	5,1
	LS_L3_in	101,1	105,7	4,6
	LS_L3_out	102,8	104,7	1,9
Sammelschienen Mitte	SM_L1/1	78,6	77,04	-1,56
	SM_L1/2	91,3	92,97	1,67
	SM_L2/1	95	95,05	0,05
	SM_L2/2	91	83,65	-7,35
	SM_L3/1	85,6	87,81	2,21
	SM_L3/2	63,5	68,81	5,31
Kompakt- leistungsschalter Fach R400				0
	U40_T_L1_i	68,2	69,02	0,82
	U40_S_L1_i	89,8	83,9	-5,9
	U40_S_L1_o	87,9	75,74	-12,16
	U40_T_L1_o	64,2	52,75	-11,45
	U40_T_L2_i	74,3	69,76	-4,54
	U40_S_L2_i	103,9	90,05	-13,85
	U40_S_L2_o	101,6	86,31	-15,29
	U40_T_L2_o	64	53,99	-10,01
	U40_T_L3_i	83,6	70,22	-13,38
	U40_S_L3_i	114,8	99,48	-15,32
	U40_S_L3_o	102,2	87,46	-14,74
	U40_T_L3_o	65,2	57,78	-7,42

Auch die Temperaturen der einzelnen Teilleiter der Sammelschiene im Sammelschienenraum stimmen gut miteinander überein. Die hier gemessene Temperaturverteilung zwischen den einzelnen Teilleitern bestätigt zusätzlich die Ergebnisse aus der Berechnung der Leistungsfaktoren für die Sammelschienensysteme.

Größere Abweichungen zwischen den gemessenen und den berechneten Temperaturen sind vor allem in den Gerätefeldern des Schaltfelds 2 zu erkennen. Hier können Abweichungen von bis zu 15,3 K auftreten. Grund hierfür sind die Widerstände der beweglichen Kontakte der Trennvorrichtungen und der Schaltkontakte der eingebauten Schaltgeräte. Diese weisen sehr deutlich unterschiedliche Kontaktwiderstände auf (**Kap. 5.2.2**), die die Erwärmung dieser Abschnitte maßgeblich beeinflussen. Für eine bessere Genauigkeit sind daher weitere Untersuchungen und feiner strukturierte Wärmenetz vor allem für die Trennvorrichtungen notwendig.

Mit dem hier aufgebauten Gesamt-Wärmenetz ist die Grundlage geschaffen, Temperaturverteilungen in Niederspannungs-Schaltgerätekombination bei unterschiedlicher Kombination an Geräten, unterschiedlicher Belastung der einzelnen Abgänge und unterschiedlicher Anordnung der Schaltgeräte zu berechnen. Mit dem Wärmenetz können die Auswirkung verschiedener konstruktiver Veränderungen auf die Temperaturen, an allen auch für die Norm [1] [2] entscheidenden Stellen, in der Niederspannungs-Schaltgerätekombination berechnet werden und somit entscheidend die thermische Dimensionierung der Anlagen unterstützen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Für einen langzeitstabilen sicheren Betrieb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen ist es notwendig, die Anlagen mindestens normgerecht thermisch zu dimensionieren. Die Erwärmung von Geräten und Anlagen der Hoch- und Mittelspannungstechnik kann zuverlässig und wirtschaftlich bei unterschiedlichsten Randbedingungen mit der Wärmenetzmetode berechnet werden.

Um auch die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen mit ihren spezifischen Eigenschaften erfolgreich mit der Wärmenetzmethode berechnen zu können, wurden in dieser Arbeit die dominanten Wärmequellen (Hauptwärmequellen) innerhalb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen untersucht. Die Ergebnisse wurden in die Wärmenetzmethode integriert und die Wärmenetze verschiedener Betriebsmittel von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen aufgebaut und anhand von Experimenten verifiziert. Die mit den Wärmenetzen der untersuchten Betriebsmittel berechneten Temperaturen weisen geringe Abweichungen (+4,4 K, -3,5 K) verglichen mit den gemessenen Temperaturen auf. Damit der Aufbau der Wärmenetze von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen bei Variation verschiedener Betriebsmittel einfach und wirtschaftlich erfolgen kann, wurden die Wärmenetze der untersuchten Betriebsmittel modularisiert und in einer gemeinsamen Wärmenetzbibliothek zusammengefasst.

Die Wärmenetze der einzelnen Betriebsmittel werden zum Gesamt-Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zusammengeschaltet. Die mit diesem Wärmenetz berechneten Temperaturen wurden dann durch Experimente an der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination verifiziert.

Als Hauptwärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen konnten in dieser Arbeit

- die ohmschen Leitungsverluste in
 - den Hauptsammel- und Feldverteilerschienen,
 - den in der Anlage eingebauten Betriebsmittel zum Schalten, Trennen und Schützen
- sowie die Wirbelstrom- und Hystereseverluste in den metallischen Umhüllungen des Sammelschienenraumes

identifiziert werden. Diese Wärmequellen wurden daher genauer untersucht.

In Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen bestehen die Hauptleiter der Sammelschienen aus zwei, vier oder sechs Teilleitern mit Leiterquerschnitten der einzelnen Schienen von 20 mm x 10 mm bis 60 mm x 10 mm. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass bei Drehstrombelastung die in den einzelnen Teilleitern erzeugten Verlustleistungen maßgeblich durch die Stromverdrängung aufgrund des Skin- und des überlagerten Proximity-Effekts

beeinflusst werden und sich dadurch die einzelnen Teilleiter deutlich unterschiedlich erwärmen. Die bei Drehstrombelastung gegenüber einer Gleichstrombelastung veränderten Verlustleistungen in den einzelnen Teilleitern können direkt durch den Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ beurteilt werden. Mit FEM-Modellen wurden die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für unterschiedliche Schienensysteme berechnet und anhand experimenteller Untersuchungen verifiziert. So entstehen z. B. bei einer 4 x 60 mm x 10 mm Sammelschiene bei Drehstrombelastung in den innen liegenden Teilleitern des Hauptleiters L3 um den Faktor $k_{3\sim} = 2,34$ höhere und in den außen liegenden Teilleitern um den Faktor $k_{3\sim} = 0,76$ geringere Verlustleistungen als bei Gleichstrombelastung.

In den Betriebsmitteln von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen zum Schalten, Trennen und Schützen (z. B. Leistungsschalter, Trennschalter, Trenneinrichtungen, Sicherungen) sind neben den Schaltkontakten selbst die thermischen Schutzauslöser und Sicherungen die Hauptwärmequellen in den Strombahnen der Schaltgeräte. Um die Erwärmung der Geräte genau zu berechnen, müssen der Aufbau der Strombahnen und die Verteilung der Widerstände bekannt sein. Diese Widerstände können im Allgemeinen nur gemessen werden. Dabei hat sich zum einen gezeigt, dass die gemessenen Widerstände der Schaltkontakte von Kompaktleistungsschaltern auch im selben Gerät stark variieren können. Zum anderen sind die Widerstände der Schaltkontakte so dominant, dass in ihnen bis zu 47 % der gesamten Verlustleistungen eines Kompaktleistungsschalters entstehen können.

Bedingt durch die zunehmende kompakte Bauweise der Anlagen erzeugen die Drehstromfelder der Sammelschienen hohe magnetische Feldstärken in umgebenden Metallteilen. In den Gehäusen, Einbauplatten, Wänden, Umhüllungen und Verkleidungen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen können daher hohe Verlustleistungen entstehen, die maßgeblich die Erwärmung der Anlagen beeinflussen. Rechnerische und experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass bei typischen Anordnungen von Schienen und Umhüllungen Verlustleistungen entstehen, die bis zu 32,7% der gesamten in der Versuchsanordnung gemessenen Verlustleistungen betragen.

Mit den verifizierten und modularisierten Wärmenetzen der Betriebsmittel ist eine Möglichkeit geschaffen, die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen mit Wärmenetzen effizient und wirtschaftlich aufzubauen.

Ausblick

Um die Erwärmung einer größeren Vielfalt an technischen Ausführungen von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen berechnen zu können, müssen die Wärmenetze für weitere Betriebsmittel aufgebaut und in die Wärmenetzbibliothek integriert werden. In der vorliegenden Arbeit wurden vor allem die dominanten Wärmequellen in Niederspannungs-

Schaltgerätekombinationen untersucht. Um die Genauigkeit der Berechnungen mit der Wärmenetzmethode zu erhöhen, sollten der Wärmetransport durch Konvektion und durch Kühlmittelströmung mit Blick auf die Besonderheiten von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen genauer betrachtet werden. Werden die Wärmenetze durch Wärmekapazitäten ergänzt, können auch Erwärmungsverläufe berechnet und so z. B. die benötigten Prüfzeiten der Geräte und Anlagen ermittelt werden.

9 Literaturverzeichnis

- [1] DIN EN 60439-1 (1999 +A1 2004); VDE 0660-500 (2005-1): Niederspannungs-Schaltgerätekombination Teil 1: Typgeprüfte und partiell Typgeprüfte Kombinationen.
- [2] DIN EN 61439-1 (2009); VDE 0660-600 (2010-6): Niederspannungs-Schaltgerätekombination Teil 1: Allgemeine Festlegungen
- [3] DIN EN 60947-1 (2015); VDE 0660-100 (2015-09): Niederspannungs-Schaltgeräte Teil 1: Allgemeine Festlegungen.
- [4] DIN EN 60947-2 (2014); VDE 0660-101 (2014-01): Niederspannungs-Schaltgeräte Teil 2: Leistungsschalter.
- [5] DIN EN 60947-4-1 (2014); VDE 0660-102 (2014-02): Niederspannungs-Schaltgeräte Teil 4-1: Schütze und Motorstarter –Elektronische Schütze und Motorstarter.
- [6] Kessler, A.: Zur Theorie des Wärmequellennetzes – Beitrag zur praktischen (angenäherten) Lösung von Wärmeleitungsproblemen bei n-Körpersystemen mit innerer Wärmeentwicklung. Archiv für Elektrotechnik, Band 49,1964, Heft Nr. 2, S. 109-123.
- [7] Löbl, H.; Stoye H. J.: Beitrag zur Optimierung elektrotechnischer Schalt- und Verteileranlagen hinsichtlich ihrer thermischen Dauerstrombeanspruchung. Dissertation A, Technische Universität Dresden, 1972.
- [8] Philippow, E.: Taschenbuch Elektrotechnik – Band 5 Elemente und Baugruppen der Elektroenergie-technik. 1. Aufl. Berlin: VEB Verlag Technik 1980.
- [9] Löbl, H.: Zur Dauerstrombelastbarkeit und Lebensdauer der Geräte der Elektroenergieübertragung. Dissertation B, Technische Universität Dresden, 1984.
- [10] Winkler, G.: VEB Handbuch Hochstromtechnik – Dimensionieren und Ausführen von Hochstromanlagen. 2. Strak bearb. Aufl. Berlin: Verlag Technik 1987. ISBN 3-341-00305.
- [11] Böhme, H. A.: Mittelspannungstechnik – Schaltanlagen berechnen und entwerfen. 2. Stark bearb. Aufl. Berlin, Paris, London: HUSS-MEDIEN GmbH Verlag Technik 2005. ISBN 3-341-01495-0.
- [12] Schuft, W.: Taschenbuch der elektrischen Energietechnik. München: Carl Hanser Verlag 2007. ISBN 978-3-446-40475-5.
- [13] Rogler. R.-D.: Infrarotdiagnose an Verbindungen der energetischen Elektrotechnik. Dissertation, Technische Universität Dresden. Düsseldorf: VDI Verlag GmbH 1999. ISBN 3-18-326621-0.
- [14] Schenk, M.: Thermische Bemessung von Netzstationen – Zur thermischen Bemessung der Geräte in kompakten Anlagen der Elektroenergie-technik am Beispiel von Netzstationen. Dissertation, Technische Universität Dresden. Frankfurt am Main, Heidelberg: VWEW Energieverlag 2003. ISBN 3-8022-0710-6.

- [15] Magier, T.: Untersuchungen zur Strombelastbarkeit und Erwärmung von Hochstromanlagen. Dissertation, Technische Universität Dresden. Aachen: Shaker Verlag 2008. ISBN 978-3-8322-7577-8.
- [16] Berg, I.: Untersuchungen zur Strombelastbarkeit der Geräte der Elektroenergieübertragung unter Freiluftatmosphäre. Dissertation, Technische Universität Dresden. Aachen: Shaker Verlag 2011. ISBN 978-3-8440-0605-6.
- [17] Philippow, E.: Grundlagen der Elektrotechnik. 9. Durchges. Aufl. Berlin. München: Verlag Technik GmbH 1992. ISBN 3-341-01071-8.
- [18] Küpfmüller, K.: Einführung in die theoretische Elektrotechnik. 4. Verbesserte und erweiterte Aufl. Berlin. Göttingen. Heidelberg: Springer – Verlag 1952.
- [19] Levin, M. C.: Charakterisierung von weichmagnetischen Pulververbundwerkstoffen für den Einsatz in Traktionsantrieben. Dissertation, Technische Universität München, 2012
- [20] Stephan, P.; Mayinger, F.; Schaber, K.; Stephan, K.: Thermodynamik Grundlagen und technische Anwendungen. Band 1 Einstoffsysteme. 18. Aufl. Berlin. Heidelberg: Springer-Verlag 2009. ISBN 978-3-540-92894-2.
- [21] Elsner, N.; Fischer, S.; Huhn, J.: Grundlagen der Technischen Thermodynamik. Band 2. 8. Grundlegend überarb. Und erg. Aufl. Berlin: Akademie Verlag 1993. ISBN 3-05-501389-1.
- [22] Gröber, H.; Erk, S.; Grigull, U.: Die Grundgesetze der Wärmeübertragung. Reprint d. 3. Verb. U. erw. Neudr. D. 3. Völlig Neubearb. Aufl. Berlin, Göttingen, Heidelberg, Springer 1963 2. Unveränd. Nachdr./ von Ulrich Grigull Berlin, Heidelberg, New York, London, Paris, Tokyo: Springer – Verlag 1988. ISBN 3-540-02982-6.
- [23] Michejew, M. A.: Grundlagen der Wärmeübertragung. Übersetzung aus dem Russischen / von Edgar Scheitz Deutsche Bearb. / von Hans Liebsch. 3. Berab. Aufl. Berlin: VEB Verlag Technik 1961.
- [24] Baehr, H. D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. 2. Auflage. Berlin. Heidelberg. New York [ua]: Springer- Verlag 1996. ISBN 3-540-60374-2
- [25] Siegel, R.; Howell, J. R.; Lohrengel, J.: Wärmeübertragung durch Strahlung – Teil 1 Grundlagen und Materialeigenschaften. Übers. Und bearb. Von J. Lohrengel Berlin, Heidelberg, New York: Springer – Verlag 1988. ISBN 3-540-18496-1.
- [26] Siegel, R.; Howell, J. R.; Lohrengel, J.: Wärmeübertragung durch Strahlung – Teil 2 Strahlungsaustausch zwischen Oberflächen und Umhüllungen. Übers. Und bearb. Von J. Lohrengel. Berlin, Heidelberg, New York: Springer – Verlag 1991. ISBN 3-540-52710-9
- [27] Holman, J. P.: Heat Transfer Ninth Edition New York: The McGraw – Hill Company 2002.
- [28] Merker, G. P.: Konvektive Wärmeübertragung. Berlin. Heidelberg. New York [ua]: Springer- Verlag 1987. ISBN 3-540-16995-4.

- [29] Polifke, W.; Kopitz, J.: Wärmeübertragung, Grundlagen – analytische und numerische Methoden. 2. Aktualisierte Auflage München: Pearson Studium 2009. ISBN 978-3-8273-7349-6.
- [30] Lecheler, S.: Numerische Strömungsberechnung – Schneller Einstieg durch ausführliche praxisrelevante Beispiele. 1. Auflage Wiesbaden: Vieweg + Teubner 2009. ISBN 978-3-8348-0439-6.
- [31] Baehr, H. D.: Thermodynamik – Eine Einführung in die Grundlagen und ihre technische Anwendungen. 9. Auflage. Berlin. Heidelberg. New York.: Springer- Verlag 1996. ISBN 3-540-60157-0.
- [32] Verein Deutscher Ingenieure: VDI-Wärmeatlas – Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. 8. Überarb. Und erw. Auflage Berlin, Heidelberg, u.a.: Springer 1997. ISBN 3-540-62719-7.
- [33] Castorph, D.; Kollera, M.; Waas, P.: Skriptum zur Vorlesung Technische Thermodynamik. Hochschule München. Fakultät für Maschinenbau, Fahrzeugtechnik, Flugzeugtechnik. Stand 1999.
- [34] Biela, J.: Wirbelstromverluste in Wicklungen induktiver Bauelemente: Skriptum Professur für Hochleistungselektronik. V1.73. ETH Zürich 2012
- [35] Oberdorfer, G.: Lehrbuch der Elektrotechnik. Band II. Rechenverfahren und allgemeine Theorie der Elektrotechnik. 5. Unveränderte Aufl. München: Leibnitz Verlag 1949.
- [36] Henke, H.: Elektromagnetische Felder. Theorie und Anwendung. 3. Erweiterte Aufl. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag 2007. ISBN 978-3-540-71004-2
- [37] Vrana, J.: Grundlagen und Anwendungen der aktiven Thermographie mit elektromagnetischer Anregung: Induktions- und Konduktionsthermographie. Dissertation, Universität des Saarlandes. Saarbrücken 2008
- [38] Blume, S.: Theorie elektromagnetischer Felder. 3. Überarb. Aufl. Heidelberg: Hüthing Buch Verlag GmbH 1991. ISBN 3-7785-2070-9
- [39] Herold, G.: Elektrische Energieversorgung II. Parameter elektrischer Stromkreise Freileitungen und Kabel Transformatoren. 2., überarbeitete und stark erweiterte Aufl. Wilburgstetten: J. Schlembach Fachverlag 2008.
- [40] Seubert, T.: Wirbelstromberechnung an elektrischen Stromschienensystemen. Dissertation, Universität Kaiserslautern. 1991
- [41] Fichte, L. O.: Berechnung der Stromverteilung in einem System rechteckiger Massivleiter bei Wechselstrom durch Kombination der Separations- mit der Randintegralgleichungsmethode. Dissertation, Helmut-Schmidt-Universität: Hamburg 2007
- [42] Braisch, D.: Berechnung der Erwärmung ebener Leiteranordnungen bei Stromverdrängung und Magnetisierung. Dissertation, Universität Nürnberg-Erlangen. 2010
- [43] Holm, R.: Electric Contacts – Theory and Applications. 4. Auflage, Springer Verlag 2000

- [44] Blumenroth, F.: Zum Langzeitverhalten von Steckverbindungen mit Schraubenfedern in Anlagen der Elektroenergietechnik. Dissertation, Technische Universität Dresden. Aachen: Shaker Verlag 2010. ISBN 978-3-8322-9506-6
- [45] Schlegel, S.: Langzeitverhalten von Schraubenverbindungen mit Stromschienen aus Reinkupfer in der Elektroenergietechnik unter besonderer Berücksichtigung der Temperatur. Dissertation, Technische Universität Dresden. 2011
- [46] Dreier, S.: The Impact of Films on the Long-Term-Behavior of Stationary Electrical Connections and Contacts in Electrical Power Systems. Dissertation, Technische Universität Dresden. Dresden: w.e.b. Universitätsverlag und Buchhandel 2015. ISBN 978-3-95908-037-8
- [47] Gatzsche, M.: Elektrisch-thermisches Betriebs- und Langzeitverhalten hochstromtragfähiger Kontaktelemente. Dissertation, Technische Universität Dresden. Aachen: Shaker Verlag 2016. ISBN 978-3-8440-4894-0
- [48] Pfeifer, S.: Einfluss intermetallischer Phasen der Systeme Al-Cu und Al-Ag auf den Widerstand stromtragender Verbindungen im Temperaturbereich von 90 °C bis 200 °C. Dissertation, Technische Universität. 2016
- [49] Vinaricky, E. (Hrsg): Elektrische Kontakte-Werkstoffe und Anwendungen. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2002
- [50] DIN EN 60269-1 VDE 0636-1: 2015-05: Niederspannungssicherungen Teil 1: Allgemeine Anforderungen
- [51] Bessei, H.: Sicherungshandbuch – Starkstromsicherungen. 4. Aktualisierte Auflage. Lappersdorf: Kerschenssteiner Verlag 2010. ISBN 978-3-931954-19-2
- [52] Kühnel, C.; Schlegel, S.; Großmann S.: Untersuchungen zur Überlastabschaltung von Ganzbereichssicherungen bei erhöhter Sammelschienen- und Umgebungstemperatur. Konferenz: Kontaktverhalten und Schalten – 22. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar 09.10.2013 – 11.10.2013 Karlsruhe. Deutschland Tagungsband: VDE-Fb. 69: Kontaktverhalten und Schalten Seiten: 10
- [53] DIN EN 10020 (2000-07): Begriffsbestimmung für die Einteilung der Stähle
- [54] DIN EN 10027-1 (2017-1): Bezeichnungssysteme für Stähle – Teil 1: Kurznamen
- [55] DIN EN 10027-2 (2017-2): Bezeichnungssysteme für Stähle – Teil 2: Nummernsystem
- [56] DIN EN 10025-1 (2005-02): Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen
- [57] Hobl, A.; Meyer-Reumers, M.: Barrel-Magnet Bericht Nr.: 1812-BP-7432-0 . Bericht für Uni Bonn, https://www1.cb.uni-bonn.de/fileadmin/user_upload/internal/CBTR-Hardware/TrackingD4/magnet/BarrelMagnet_Report_7432.pdf (28.12.2017). Accel Instruments GmbH Bergisch Gladbach. 01.10.2007

- [58] Dantam, K. R.: MagWeb – Magnetic Material Database – Your Guide to Magnetic Materials Worldwide Version 3. User Manual. MagWeb USA, Frisco, TX 75035 USA. 10.03.2017
- [59] Boniardi, M.; Casaroli, A.: Rostfreie Edelstähle. <http://www.lucefin.com/de/download/> (28.12.2017). Esine (BS) Lucefin: 2017
- [60] Fofanov, D.; Riedner, S.: Magnetic properties of stainless steels: applications, opportunities and new developments. World Stainless Steel 2011 Conference & Expo, Maastricht, NL. 29.11.-01.12.2011
- [61] Hrsg. Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Taschenbuch der Stahl-Eisen-Werkstoffblätter. 9. Neubearbeitete Auflage. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 1997
- [62] Vömel, M.; Zastrow, D.: Aufgabensammlung Elektrotechnik 2 – Magnetisches Feld und Wechselstrom. Wiesbaden: Springer Vieweg 2012
- [63] Fofanov, D.; Heubner, U.; Hrsg. Informationsstelle Edelstahl Rostfrei: Merkblatt 827 – Magnetische Eigenschaften nichtrostender Stähle. 1. Auflage. Düsseldorf: Informationsstelle Edelstahl Rostfrei 2013
- [64] Oeding, D.; Oswald, B. R.: Elektrische Kraftwerke und Netze. 7. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2011. ISBN 978-3-642-19245-6
- [65] Vérité, J. C., et al.: Magnetic field in HV cable systems 1: Systems without ferromagnetic components. CIGRE Technical Brochure No. 104. Joint task force 36.01/21. June 1996
- [66] DIN EN 62110 (2010-08); VDE 0848-110 (2010-8): Elektrische und magnetische Felder, die von Wechselstrom-Energieversorgungssystemen erzeugt werden – Messverfahren im Hinblick auf die Exposition der Allgemeinbevölkerung – Angang A
- [67] Flohrer, S.: Analyse der dynamischen Magnetisierungsprozesse nanokristalliner Weichmagnete. Dissertation, Technische Universität Dresden (IFW). Dresden: 2007
- [68] Pieper, W.; Gerster, J.: Total power loss density in a soft magnetic 49% Co–49% Fe–2% V-alloy. Journal of applied Physics 109, 07A312 2011
- [69] Bertotti, G.: General Properties of Power Losses in Soft Ferromagnetic Materials. IEEE Transaction on Magnetics. Vol. 24, No. 1 January 1988
- [70] Jakob, Max: Heat Transfer Volume II – With the technical and ditorial assistance of Stothe Peter Kezios. New York: John Wiley & Sons. London: Chapman & Hall 1957

10 Anhang

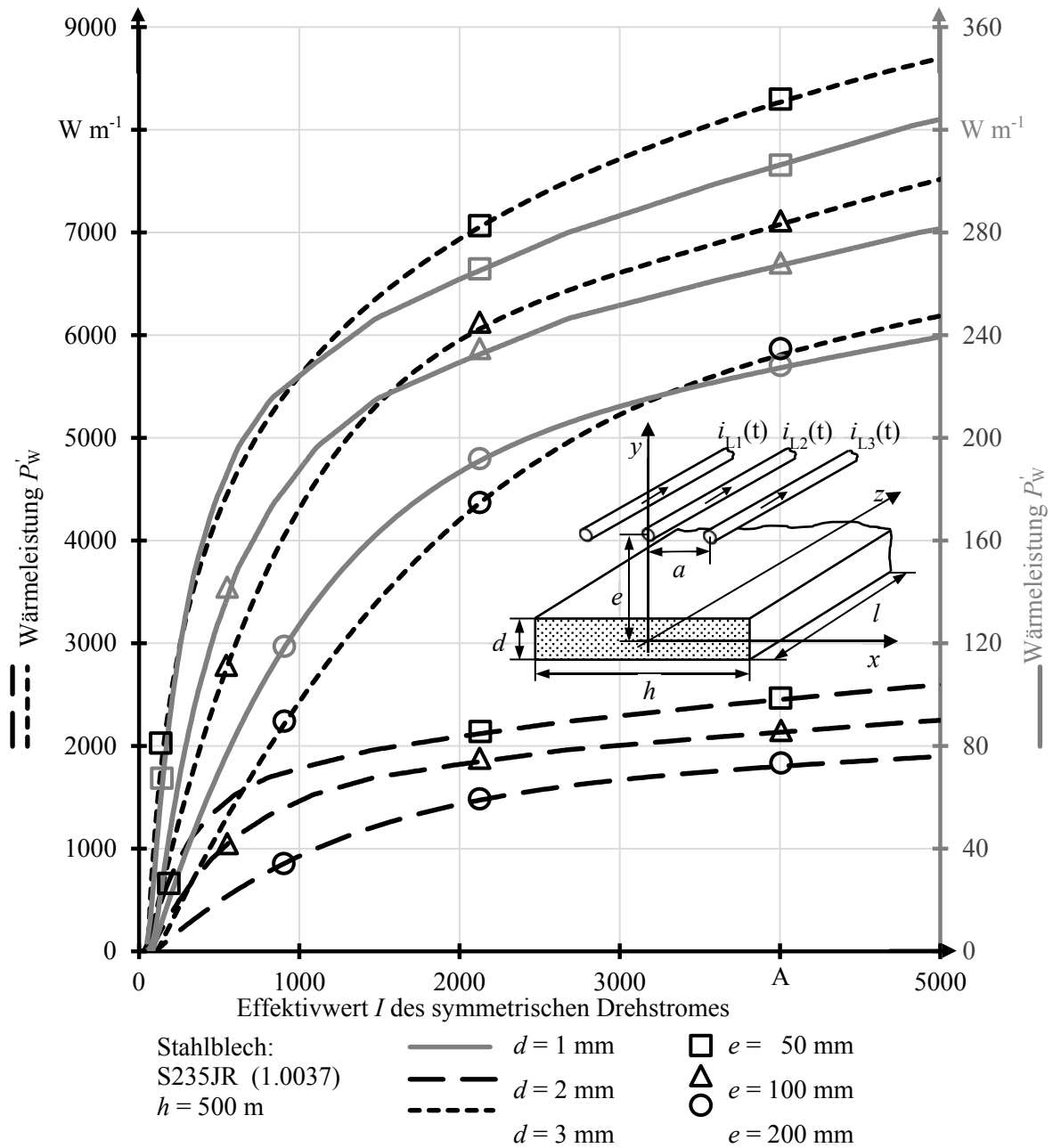
Anlage 1: Messgeräte

Bezeichnung	Gerät	Hersteller	Merkmale
LoRe	Mikroohmmeter	WERNER IR	Messbereich: 10 nΩ ... 500 mΩ Auflösung: 1 nΩ Messstrom: bis 90 A DC
KSO1822 1500/1	Stromwandler	RITZ	Kl. 0,05 %, 2 min, FS 15
KSO1822 3000/1	Stromwandler	RITZ	Kl. 0,05 %, 2 min, FS 15
TSO250 5000/5	Stromwandler	RITZ	Kl. 0,2 %, FS 10
IKR 0,5	Stromwandler	TuR	Kl. 0,2 %
LMG 500	Leistungsmessgerät 3-polig	ZES ZIMMER	±(% vom Messwert + vom Messbereich)
			50 Hz
			Messunsicherheit
			Bereich
			U
LMG 95	Leistungsmessgerät 1-polig	ZES ZIMMER	±(% vom Messwert + vom Messbereich)
			50 Hz
			Messunsicherheit
			Bereich
			U
RT 2000	Rogowski-Spule	LEM	besser als 0,65 %
			2000 A ± 40,2 mV
IEEH Rog	Rogowski-Spule	LEM	Anlage 2
Almemo 5990-2	Temperaturmessung	AHLBORN	Kl. 0,02
NiCr-Ni	Thermoelemente Typ K		Grenzabweichung nach DIN EN 60584-1:2014-07: 1,5 °K oder 0,004 x θ bei -40 °C bis 1000 °C

Anlage 2: Prüfprotokoll Rogowski-Spulen ROG IEEH

Messprotokoll der Rokowski-Spulen																	
Prüfer:	Eusewig, Falk																
Prüfbereich:		50A ≤ I ≤ 500 A			Messgerät:		LMG 95										
Spule 1		Spule 2		Spule 3		Spule 4		Spule 5		Spule 6							
I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV						
50																	
100	1,286	76827,3717	104,1	1,424	73103,9258	98,7	1,318	74886,1912	98,6	1,275	77333,3333	98,9	1,310	75496,18321	98,9	1,300	76076,92308
150	1,476	76875	151,4	2,056	73638,1323	147,5	1,967	74987,29029	147,8	1,911	77341,70591	147,7	1,954	75588,53634	147,5	1,929	76464,48937
200	2,03,3	76920,16648	199,1	2,701	73713,43947	203,8	2,717	75009,20132	203,8	2,634	77372,81701	203,8	2,697	75565,44308	203,8	2,679	76073,16163
250	2,49,4	76880,39457	251,6	3,408	73826,29108	249,4	3,324	75030,08424	248,8	3,214	77411,32545	249,7	3,303	75597,9127	249,3	3,277	76075,67897
300	3,01,8	76852,55921	298,6	4,044	73837,78437	298,0	3,972	74025,17623	298,2	3,852	77414,33022	298,2	3,944	75608,51927	297,9	3,916	76075,22298
350	3,50,1	76894,35337	353,5	4,783	73907,58938	350,3	4,669	75026,72233	350,3	4,526	77397,26027	350,8	4,639	75619,74563	349,9	4,595	76147,98694
400	4,00,5	76930,46485	399,2	5,412	73762,01035	402,1	5,338	75046,6592	402,1	5,196	77386,45112	403,2	5,332	75618,90473	402,7	5,293	76081,61723
450	4,55,2	76930,87713	447,2	6,051	73905,13965	452,2	6,070	74991,76277	454,5	5,871	77414,40981	454,2	6,008	75599,20107	453,5	5,962	76065,07883
500	5,01,9	76931,33047	501,6	6,789	73884,22448	501,6	6,689	74988,78756	503,2	6,500	77415,38462	502,7	6,651	75582,61916	503,3	6,622	76004,22833
		76893,61331			73730,94929			74999,10279			77387,44642			75586,34375			76117,96526
Spule 7		Spule 8		Spule 9		Spule 10		Spule 11		Spule 12							
I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV	I _{ist} / A	U _{ist} / mV						
50																	
100	1,275	76705,88235	98,0	1,296	75617,28395	97,8	1,288	75931,67702	98,2	1,267	77505,91949	97,8	1,252	78115,01597	98,6	1,302	75729,6467
150	1,984	76764,1129	152,4	2,013	75707,89866	152,4	2,006	75972,08375	152,7	1,967	77630,91002	152,3	1,947	78222,90704	152,7	2,012	75894,63221
200	2,608	76878,83436	201,2	2,657	75724,50132	200,1	2,634	75968,10934	200,9	2,589	77597,528	200,2	2,557	78294,87681	200,8	2,647	75859,46354
250	3,252	76875,76876	250,6	3,311	75687,10359	250,7	3,302	75923,68262	251,7	3,243	77613,321	250,7	3,196	78441,80225	251,9	3,324	75782,19013
300	3,924	76911,31498	301,8	3,987	75696,01204	301,9	3,975	75949,68553	297,0	3,826	77626,76424	296,8	3,792	78270,04219	300,3	3,963	75775,92733
350	4,532	76919,68226	349,1	4,611	75710,25808	348,8	4,594	75925,11972	348,1	4,493	77476,07389	348,7	4,449	78377,16341	349,1	4,607	75775,99305
400	5,225	77224,88038	403,3	5,322	75779,78204	402,9	5,303	75975,86272	403,6	5,200	77615,38462	403,6	5,146	78429,84843	402,7	5,313	75795,21927
450	5,824	77232,14286	450,0	5,939	75770,33171	449,9	5,920	75996,62162	449,7	5,790	77668,39378	449,5	5,736	78364,71409	449,1	5,919	75874,30309
500	6,499	77365,74858	503,0	6,645	75706,01204	502,8	6,612	76043,55717	501,8	6,464	77629,9505	503,0	6,432	78202,73632	502,7	6,626	75867,79354
		76896,48527			75709,90927			75965,1555			77596,02728			78302,17284			75817,24089

Anlage 3: Wärmeleistung durch Wirbelstromverluste im Blech aus Baustahl der Höhe $h = 500$ mm, abhängig vom Strom I der benachbarten Drehstromleitung bezogen auf die Länge l



Anlage 4: Verbindungswiderstand R der Schaltkontakte, gemessen an den drei Schalterpolen von vier unterschiedlichen Kompaktleistungsschaltern (A bis D) mit einem Bemessungsstrom von $I_r = 160\text{ A}$ verschiedener Hersteller, Mittelwerte \bar{R}_P und Standardabweichungen σ_P der einzelnen Schalterpole, Mittelwerte \bar{R}_S und Standardabweichungen σ_S der einzelnen Schalter;
Die Schalter wurden mehrfach strom- und spannungslos geschaltet. Aufgelistet ist jeweils der letzter Wert eines Zyklus mit $n = 25$ Messungen nach einem Schaltvorgang (Bild 5.26).

n	Schalter A			Schalter B			Schalter C			Schalter D		
	L1	L2	L3	L1	L2	L3	L1	L2	L3	L1	L2	L3
25	473,1	474,1	428,3	546,2	265,2	73,4	111,2	140,2	137,9	102,9	126,2	134,6
50	464,5	382,9	331,3	578,0	286,1	158,7	109,6	214,1	140,9	92,3	112,6	125,4
75	416,4	460,1	262,2	185,5	132,2	273,9	100,9	188,2	162,4	91,5	125,5	130,4
100	453,1	476,7	311,1	321,0	100,5	251,3	108,7	197,9	132,1	116,4	116,3	112,4
125	456,2	404,9	310,1	379,2	117,0	105,3	113,7	168,3	130,0	102,9	136,2	161,9
150	476,5	384,3	319,3	342,3	79,0	119,7	172,0	172,9	131,4	113,2	124,4	181,1
175	433,9	408,7	307,2	362,1	101,1	100,6	121,3	188,7	135,0	116,6	114,9	151,5
200	362,0	423,8	269,9	443,6	99,9	115,1	210,2	165,2	160,4	103,2	99,3	140,7
225	435,4	398,9	241,0	430,3	114,6	177,2	180,1	161,5	125,8	102,0	107,7	238,1
300	388,8	393,2	235,8	294,0	191,0	140,3	125,3	193,2	147,0	100,2	129,4	122,4
\bar{R}_P	436,0	420,8	301,6	388,2	148,7	151,6	132,2	188,6	141,7	104,1	119,3	149,9
σ_P	37,45	36,41	55,78	116,99	73,42	65,78	35,34	29,62	12,44	8,89	11,09	37,06
\bar{R}_S		386,1			229,5			151,5			124,4	
σ_S		74,5			142,5			32,1			29,4	

Anlage 5: Temperaturverteilung und Belastungsströme der einzelnen Abgänge, gemessen an der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination bei einem Gesamtstrom von $I = 2025 \text{ A}$ (Messstellenbezeichnung siehe (Tabelle 5.1))

Schaltfeld 1			Schaltfeld 2				Schaltfeld 3				
	Messtelle	9 / °C		Messtelle	9 / °C		Messtelle	9 / °C		Messtelle	9 / °C
Gehäuse	SF1 H u	27,2	Strom I / A	F 63 L1	52,0	Strom I / A	U 400 L1	327,7	Strom I / A	Q5 250 L1	227,9
	SF1 H o	36,5		F 63 L2	51,1		U 400 L2	326,2		Q5 250 L2	227,2
	SF2 H u	26,0		F 63 L3	52,0		U 400 L3	318,5		Q5 250 L3	229,1
	SF2 H o	37,6		K 160 L1	130,0		Stemp. L1	275,9		Q9 400 L1	364,9
	SF3 H u	25,9		K 160 L2	130,9		Stemp. L2	281,4		Q9 400 L2	368,0
SF3 H o	28,6	K 160 L3		131,4	Stemp. L3		290,4	Q9 400 L3		365,4	
Umgebung	U_V	26,3		R 400 L1	327,6					Q10 400 L2	367,8
	U_H	25,1		R_400_L2	321,8					Q10_400_L2	367,7
Leistungsschalter Sammelschiene	LS L1 in	100,7		F63	R 400 L3		323,5	R400			
	LS L1 out	110,6	Messtelle		9 / °C	Messtelle	9 / °C		Messtelle	9 / °C	
	SSF1 L1	93,5	F63 V1 L1		71,3	R40 V1 L1	75,9		Q5 V2 L1	63,7	
	SM L1/1	78,6	F63 T L1 i		71,2	R40 T L1 i	80,1		Q5 Si L1 i	75,3	
	SM L1/2	91,3	F63 S L1 i		82,4	R40 S L1 i	81,4		Q5 Si L1 o	58,8	
	SSF2 L1	70,1	F63 S L1 o		90,9	R40 S L1 o	85,6		Q5 K L1	58,3	
	SSF3 L1	56,1	F63 T L1 o		54,3	R40 T L1 o	66,6		Q5 V2 L2	53,8	
	LS L2 in	113,8	F63 A L1		42,2	R40 A L1	45,3		Q5 Si L2 i	68,2	
	LS L2 out	121,7	F63 V1 L2		70,4	R40 V1 L2	81,4		Q5 Si L2 o	61,5	
	SSF1 L2	103,1	F63 T L2 i		69,8	R40 T L2 i	76,4		Q5 K L2	59,7	
	SM L2/1	95,0	F63 S L2 i		90,6	R40 S L2 i	81,0		Q5 V2 L3	47,5	
	SM L2/2	91,0	F63 S L2 o		87,8	R40 S L2 o	88,0		Q5 Si L3 i	63,3	
	SSF2 L2	73,2	F63 T L2 o		53,0	R40 T L2 o	68,4		Q5 Si L3 o	59,0	
	SSF3 L2	55,0	F63 A L2		41,9	R40 A L2	46,2		Q5 K L3	57,3	
	LS L3 in	101,1	F63 V1 L3		59,6	R40 V1 L3	78,7		Q5 Lu o	37,9	
	LS L3 out	102,8	F63 T L3 i		64,1	R40 T L3 i	90,9		Q9 V2 L1	65,7	
	SSF1 L3	88,2	F63 S L3 i		86,1	R40 S L3 i	87,4		Q9 Si L1 i	78,8	
	SM L3/1	85,6	F63 S L3 o		91,2	R40 S L3 o	89,5		Q9 Si L1 o	62,6	
	SM L3/2	63,5	F63 T L3 o	50,8	R40 T L3 o	74,9	Q9 K L1	60,1			
	Gehäuse	SSF2 L3	62,8	F63 A_L3	38,8	R40 A_L3	50,7	Q9	Q9 V2 L2	54,7	
		SSF3 L3	48,0	F63 Lu	42,5	R40 Lu	41,8	Q9	Q9 Si L2 i	71,6	
SF2_V_F		36,6	K16_V1_L1	75,2	U40_V1_L1	73,7	Q9	Q9_Si_L2_o	61,6		
SF2_V_K		36,3	K16 T L1 i	78,6	U40 T L1 i	68,2	Q9	Q9 K L2	59,1		
SF2_V_R		34,6	K16 S L1 i	77,5	U40 S L1 i	89,8	Q9	Q9 V2 L3	57,8		
SF2_V_U		33,7	K16 S L1 o	94,1	U40 S L1 o	87,9	Q9	Q9 Si L3 i	77,0		
SF2_Z_F		55,6	K16 T L1 o	65,3	U40 T L1 o	64,2	Q9	Q9 Si L3 o	57,3		
SF2_Z_K		44,7	K16 A L1	49,9	U40 A L1	42,6	Q9	Q9 K L3	55,9		
Innenraum	SF2_Z_R	35,5	K16 V1 L2	79,3	U40 V1 L2	79,0	Q9	Q9 Lu o	46,7		
	SF2_Z_U	29,1	K16 T L2 i	89,1	U40 T L2 i	74,3	Q10	Q10 V2 L1	62,1		
	SF2_Ka_u	29,9	K16 S L2 i	94,0	U40 S L2 i	103,9	Q10	Q10 S L1 i	73,7		
	SF2_Ka_o	27,1	K16_S_L2_o	98,5	U40_S_L2_o	101,6	Q10	Q10_S_L1_o	60,0		
Gehäuse	SF3_V_Q5	36,7	K16 T L2 o	75,1	U40 T L2 o	64,0	Q10	Q10 K L1	58,9		
	SF3_V_Q9	40,4	K16 A L2	54,9	U40 A L2	41,4	Q10	Q10 V2 L2	50,3		
	SF3_V_Q10	34,1	K16 V1 L3	68,5	U40 V1 L3	80,0	Q10	Q10 S L2 i	65,2		
	SF3_Z_Q5	50,6	K16 T L3 i	74,1	U40 T L3 i	83,6	Q10	Q10 S L2 o	59,6		
	SF3_Z_Q9	46,3	K16 S L3 i	82,4	U40 S L3 i	114,8	Q10	Q10 K L2	58,4		
	SF3_Z_Q10	41,1	K16 S L3 o	90,9	U40 S L3 o	102,2	Q10	Q10 V2 L3	52,9		
Innenraum	SF3_Ka_u	26,1	K16 T L3 o	62,4	U40 T L3 o	65,2		Q10 S L3 i	65,7		
	SF3_Ka_o	28,6	K16 A_L3	46,3	U40 A_L3	42,2		Q10 S L3 o	56,2		
	SS Lu_u	27,8	K16 Lu	45,6	U40 Lu	35,8		Q10 K L3	54,6		
	SS Lu_o	38,9						Q10 Lu_u	29,6		

Sammelschienenraum

Feldverteilerschiene

Kabelanschlussraum

Geräteraum /Gerädefach

In der Niederspannungstechnik werden die Anlagen zum Übertragen und Verteilen von Elektroenergie als Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen bezeichnet. Die Anlagen sollen ihre Aufgaben möglichst wartungsfrei über einen Zeitraum von mehreren Jahrzehnten erfüllen. Damit ein langzeitstabiler Betrieb der Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen möglich ist, müssen die Anlagen mindestens normgerecht thermisch dimensioniert sein.

Um die Erwärmung von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen zuverlässig und effizient zu berechnen, wird in dieser Arbeit die Wärmenetzmethode genutzt. In der Wärmenetzmethode werden die Vorgänge der Erwärmung mit Hilfe von Wärmestromquellen, Temperaturquellen, Wärmewiderständen und Wärmekapazitäten nachgebildet. Einen wesentlichen Einfluss auf die Erwärmung einer Schaltgerätekombination haben die in den Wärmequellen der Anlage erzeugten Verlustleistungen. Die dominanten Wärmequellen (Hauptwärmequellen) innerhalb von Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen werden in dieser Arbeit untersucht und die Ergebnisse in die Wärmenetzmethode integriert.

Mit den Ergebnissen werden mit Hilfe der Wärmenetzmethode die Erwärmungen verschiedener Betriebsmittel einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination berechnet und anhand von Experimenten verifiziert. Die Wärmenetze der einzelnen Betriebsmittel werden zum Gesamt-Wärmenetz einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination zusammengeschaltet. Die mit diesem Wärmenetz berechneten Temperaturen werden dann durch Experimente an der Versuchsanlage einer Niederspannungs-Schaltgerätekombination verifiziert.

Eine der Hauptwärmequellen in Niederspannungs-Schaltgerätekombinationen sind die ohmschen Leitungsverluste in den Strombahnen der Hauptsammel- und Feldverteilerschienen. Bei Drehstrombelastung werden die hier in den einzelnen Teilleitern erzeugten Verlustleistungen durch die Stromverdrängung aufgrund des Skin- und den überlagerten Proximity-Effekts maßgeblich beeinflusst. Gegenüber einer Gleichstrombelastung unterscheiden sich die Verlustleistungen jedes einzelnen Teilleiters um den Leistungsfaktor $k_{3\sim}$. Für Drehstromschienensysteme mit mehreren Teilleitern existieren bisher nur unzureichende Angaben zum Leistungsfaktor $k_{3\sim}$ durch den Skin- und den Proximity-Effekt. In dieser Arbeit wurden FEM-Modelle aufgebaut, die Leistungsfaktoren $k_{3\sim}$ für unterschiedliche Schienenanordnungen berechnet und anhand experimenteller Untersuchungen verifiziert.

ISBN 978-3-00-063744-5



9 783000 637445